Versuchsanstalt für Wasserbau
Hydrologie und Glaziologie
der Eidgenössischen
Technischen Hochschule Zürich

Mitteilungen 231

Numerische Modellierung von Flussaufweitungen

Thomas Berchtold

Zürich, 2015

Herausgeber: Prof. Dr. Robert Boes

Zitiervorschlag für VAW-Mitteilungen:

Berchtold Th. (2015).
Numerische Modellierung von Flussaufweitungen.
VAW-Mitteilungen 231, Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie (VAW),
(R. M. Boes, ed.), ETH Zürich, Schweiz.

Im Eigenverlag der
Versuchsanstalt für Wasserbau,
Hydrologie und Glaziologie
ETH Zürich
CH-8093 Zürich

Tel.: +41 - 44 - 632 4091
Fax: +41 - 44 - 632 1192
e-mail: info@vaw.baug.ethz.ch

Zürich, 2015

ISSN 0374-0056

Die Kunst des Modellierers ist nicht bloss den passenden Schlüssel für die richtige Schraube zu finden, sondern vielmehr die Sensitivität des Resultats gegenüber dem Drehen unterschiedlicher Schrauben zu verstehen.

Vorwort

Dr. Berchtold beschäftigt sich in der vorliegenden Forschungsarbeit mit Flussaufweitungen. Gerade im Hinblick auf das im Schweizerischen Gewässerschutzgesetz formulierte Ziel der Renaturierung von Fliessgewässern und der Wiederherstellung der Geschiebedurchgängigkeit sind lokale und bereichsweise Flussaufweitungen „en vogue“, dienen sie im Flussbau doch u.a. als Geschieberückhalteraum oder aus ökologischer Sicht als wichtiger so genannter Trittstein im Zuge von morphologischen Aufwertungen und Habitatverbesserungen. Daneben haben Aufweitungen zum Teil den Zweck, fortschreitender Sohlenerosion entgegenzuwirken oder Wasserspiegellagen zu kontrollieren. Von grossem Interesse ist vor allem die Langzeitentwicklung der mittleren Sohlenlage, welche in engem Zusammenhang mit den vorliegenden Rahmenbedingungen steht, z.B. dem übergeordneten Geschieberegime, den Hochwasserereignissen oder dem Geschiebeeintrag.

Dr. Berchtold hat die Langzeitentwicklung der mittleren Sohlenlage in kiesführenden Flüssen infolge einer lokalen Flussaufweitung mit dem numerischen Modellierungstool BASEMENT analysiert. Wesentliche Ziele seiner Dissertation sind die Auswirkungen des Geschiebehaushalts auf die Prozesse in der Aufweitung sowie deren Effekt auf den Flusslauf ober- und unterstrom. Weitere Schwerpunkte der Arbeit sind die unterschiedlichen Anwendungsgrenzen der ein- (1D) und zweidimensionalen (2D) Modellierung hinsichtlich lokaler Flussaufweitungen, die Komplexität und Sensitivität unterschiedlicher Systemgrössen sowie die Wichtigkeit von soliden Kalibrierungsdaten. Eine wichtige Grundlage für die Arbeit war deshalb die Kalibrierung des numerischen Modells anhand sowohl eines Laborversuchs als auch der Aufweitung Altikon an der Thur im Naturmassstab. Ein besonderes Augenmerk wird in dieser Arbeit dem Vergleich der 1D- und 2D-Modellierung geschenkt. Dr. Berchtold zeigt u.a. auf, wo die Chancen, aber auch Grenzen und Einschränkungen der numerischen Modellierung liegen und mit welchen Vor- resp. Nachteilen bei Anwendung des 2D-Modells gegenüber dem 1D-Modell zu rechnen ist. Unter Berücksichtigung der erarbeiteten Erkenntnisse werden die übergeordneten Auswirkungen einzelner Parameter und praxisrelevanter Massnahmen auf die Entwicklung des Längsprofils für vereinfachte Aufweitungsgeometrien diskutiert. Dazu gehören u.a. die Entfernung eines bestehenden Querbauwerks (Sohlschwelle) bei gleichzeitiger Realisierung einer lokalen Aufweitung, der Effekt einer zusätzlichen

Aufweitung, die oberhalb einer bereits bestehenden angeordnet wird, und die Unterscheidung zwischen vollständigem oder nur teilweisem Aushub des Materials in einer Aufweitung.

Die Ergebnisse der vorliegenden Forschungsarbeit können als Grundlage für die Planung von lokalen Flussaufweitungen dienen; sie zeigen, dass für Aufweitungen in kanalisierten Flüssen die Veränderungen der mittleren Sohle sowohl mit dem 1D- als auch mit dem 2D-Modell prognostiziert werden können.

Für die finanzielle Unterstützung des Bundesamtes für Umwelt (BAFU) möchte ich herzlich danken. Zudem gilt mein Dank den Korreferenten für ihre fachlichen Beiträge und die Projektbegleitung, namentlich Prof. Dr. Markus Aufleger, Universität Innsbruck, Dr. Gian Reto Bezzola, BAFU, sowie Dr. Volker Weitbrecht und Dr. David Vetsch, beide VAW.

Zürich, im Februar 2015 Prof. Dr. Robert M. Boes

Inhaltsverzeichnis

Vorwort v

Kurzfassung xi

Abstract xiii

Symbole und Abkürzungen xv

1 Einleitung 1

1.1 Projektierung im Flussbau – früher und heute 1
1.2 Motivation und Ziele der Arbeit 4
1.3 Gliederung der Arbeit 6

2 Grundlagen 9

2.1 Thematische Abgrenzung 9
2.2 Gerinneströmung 10
2.2.1 Normalabfluss 10
2.2.2 Sekundärströmung 11
2.2.3 Profilrelation 13
2.2.4 Abfluss- und Geschiebetransportberechnung 15
2.2.5 Randschubspannungsverteilung 24
2.3 Flussaufweitungen 33
2.3.1 Funktion und Ziele 33
2.3.2 Hydraulische Prozesse 35
2.3.3 Morphologische Prozesse 38
2.3.4 Versatzbildung im Übergang von Kanal zu Aufweitung 39
2.3.5 Numerische Untersuchung dynamischer Sohlenentwicklung 42
2.3.6 Entwicklung der Sohlenlage bei Geschiebedefizit 43

3 Verwendete numerische Modelle 49

3.1 1D-Modell 49
3.1.1 Hydraulik 49
3.1.2 Geschiebetransport 51
3.1.3 Verwendete Randbedingungen 52
3.2 2D-Modell 53
3.2.1 Hydraulik 53
3.2.2 Geschiebetransport 58
3.2.3 Verwendete Randbedingungen 59

4 Grundlagenversuche zur Sohlschubspannungsverteilung 61

4.1 Allgemeines 61
4.2 Definitionsskizzen mit Berechnungsbeispiel 63
4.3 Vergleich des 1D-Reibungsansatzes mit experimentellen Daten 66
4.4 Vergleich des 2D-Reibungsansatzes mit experimentellen Daten 71
4.5 Sensitivität der 1D- und 2D-Reibungsansätze 75
4.5.1 Überblick 75
4.5.2 Trapezprofil 77
4.5.3 Rechteckprofil 89
4.6 Fazit 97

5 Simulation Aufweitung Laborversuch 101

5.1 Ziel und Inhalt 101
5.2 2-Punkt-Kalibrierung 101
5.3 Grundlagen Laborversuch 105
5.4 Kalibrierungsvorgehen 107
5.5 Kalibrierungsmethode 1 110
5.5.1 Hydraulik (HY) 110
5.5.2 Geschiebetransport Einkorn (EK) 110
5.5.3 Geschiebetransport Mehrkorn (MK) 111
5.5.4 Zwischenfazit 114
5.6 Kalibrierungsmethode 2 116
5.6.1 Hydraulik 116
5.6.2 Geschiebetransport Einkorn 119
5.7 Diskussion und Fazit 124

6 Simulation Aufweitung Altikon (Thur) 129

6.1 Ziel und Inhalt 129
6.2 Grundlagen Aufweitung Altikon (Thur) 129
6.3 Modellaufbau 141
6.4 Kalibrierungsvorgehen 143
6.5 1D-Modellierung 144
6.5.1 1D-Hydraulik Hochwasser 2002 144
6.5.2 1D-Kalibrierung Geschiebefunktion 1978 – 1989 147
6.5.3 1D-Validierung Längsprofil mit Aufweitung 2002 – 2009 149
6.6 2D-Modellierung 161
6.6.1 2D-Hydraulik Hochwasser 2002 161
6.6.2 2D-Validierung Längsprofil mit Aufweitung 2002 – 2009 163
6.6.3 Einfluss Turbulenzmodell 165
6.6.4 Reduzierte Abflussganglinie 168
6.7 Diskussion und Fazit 168

7 Praxisbezogene Fragestellungen 173

7.1 Ziel und Inhalt 173
7.2 Referenzmodelle 173
7.2.1 Referenzmodell A 173
7.2.2 Referenzmodell B 175
7.3 Entwicklung des Längsprofils 178
7.4 Gleichgewichtszustand in Abhängigkeit diverser Grundgrössen 179
7.5 Zeitliche Entwicklung der Sohlenveränderungen im OW und UW 182
7.6 Reduktion des Geschiebeeintrags (Geschiebedefizit) 185
7.7 Stationärer Abfluss als vereinfachte Annahme 187
7.8 Sohlschwelle mit lokaler Aufweitung ersetzen 190
7.9 Seriell angeordnete Aufweitungen 198
7.10 Teilaushub statt Vollaushub der Aufweitung 199
7.11 Fazit 202

8 Schlussfolgerungen und Ausblick 205

8.1 Schlussfolgerungen 205
8.2 Ausblick 211

Literaturverzeichnis 215

Danksagung 223

Kurzfassung

Flussaufweitungen werden eingesetzt, um fortschreitender Sohlenerosion entgegen zu wirken, um Wasserspiegellagen zu kontrollieren, als Geschieberückhalteraum und als ökologische Aufwertung. Von grossem flussbaulichem Interesse ist die Langzeitentwicklung der mittleren Sohlenlage, die als Folge einer Aufweitung resultiert. Mit numerischen Simulationen lässt sich diese für verschiedene Massnahmen und unter unterschiedlichen Rahmenbedingungen prognostizieren.

In dieser Arbeit werden Grundlagen zur Projektierung einer Flussaufweitung in Kiesflüssen mit numerischen Simulationen behandelt. Möglichkeiten und Grenzen der numerischen Modellierung hinsichtlich lokaler Flussaufweitungen und massgebende Unterschiede zwischen einer eindimensionalen (1D) und zweidimensionalen (2D) Modellierung werden diskutiert. Wesentlich dabei sind die unterschiedlichen Reibungsansätze zur Berücksichtigung der Böschungsreibung in kompakten Gerinnen und die daraus resultierenden unterschiedlichen Geschiebetransportkapazitäten. Für eine konsistente Modellierung des Geschiebetransports mit 1D- und 2D-Modellen wird ein praxisrelevantes Kalibrierungskonzept vorgestellt.

Dieses Kalibrierungskonzept wird konsequent auf einen Laborversuch mit stationären Randbedingungen (Abfluss und Geschiebeeintrag) und auf die Aufweitung Altikon an der Thur mit instationären Randbedingungen angewendet. Die modellierte Entwicklung der mittleren Sohlenlage stimmt in beiden Fällen gut mit den dokumentierten Daten aus Labor und Natur überein. Aus diesem Teil der Arbeit resultiert die Feststellung, dass die wesentlichen Prozesse bei Flussaufweitungen bezogen auf die mittlere Sohlenlage mit einem 1D-Modell effizient abgebildet werden können. Für die Quantifizierung der übergeordneten Transportvolumina in natürlichen Gewässern mit breiter Kornverteilung sind Mehrkornansätze besser geeignet als Einkornmodellierungen.

Des Weiteren wird das 1D-Modell auf praxisbezogene Fragestellungen angewendet. Dazu gehören u.a. die Entfernung einer bestehenden Sohlschwelle bei gleichzeitiger Realisierung einer lokalen Aufweitung, der Effekt einer zusätzlichen Aufweitung, die oberhalb einer bereits bestehenden angeordnet wird und der Effekt, wenn zukünftige Ablagerungen in einer Aufweitungen von Beginn weg eingebaut werden. Wesentliche Dimensionierungsgrössen werden dabei variiert und deren Auswirkungen aufgezeigt und diskutiert.

Abstract

River widening is one measure in river engineering to prevent the river bed from erosion, to manage flood levels, to trap bed-load and to upgrade the ecological conditions in a river. From a river engineering point of view, the long-term development of the spatially averaged longitudinal bed-profile due to a local river widening is of great interest. With numerical simulations it can be predicted for different conditions and for different time frames.

In this thesis, the computational requirements for a successful numerical simulation of local river widening in gravel rivers are determined. The possibilities and limits of the numerical modelling in terms of local river widening and the significant differences between a one-dimensional (1D) and a two-dimensional (2D) simulation are discussed. The various friction formulations for the river bed and banks impact the bed-load transport capacity of the river. A practical calibration approach is presented for consistent bed-load transport simulations in 1D- and 2D-models.

This calibration approach is systematically applied to (i) laboratory testing with steady boundary conditions (discharge and bed-load income) and (ii) to the river widening 'Altikon' in the Thur River (Switzerland) with unsteady boundary conditions. The numerically modelled evolution of the spatially averaged bed profile conforms well to the laboratory and field measurements in both cases. These simulations lead to the conclusion that the significant processes of a local river widening relating to the average bed profile can be efficiently simulated with a 1D-modelling approach. The quantification of the overall bed-load transport volume in natural steams with a wide grain size distribution is more reliably undertaken with a multi-grain approach rather than with a uniform grain size.

Finally, typical practical remedial measures in river engineering are analysed with the 1D-numerical modelling approach. These include an example with a second local river widening that is located some distance upstream of an existing widening and a scenario whereby the deposition in the widening is partly mounted in advance. Furthermore, another scenario is investigated whereby a local widening is combined with the removal of a downstream sill. Significant parameters in the numerical simulations are identified and varied; their effects are highlighted and discussed.

Symbole und Abkürzungen

%SF	[%]	Prozentuale Schubkraft (engl. percentage shear force)
$\%SF_b$	[%]	Prozentuale Sohlschubkraft
$\%SF_w$	[%]	Prozentuale Böschungs- / Wandschubkraft
A	[m^2]	Durchflossene Querschnittsfläche
A_{bc}	[m^2]	Grundfläche der Randzelle
A_w	[m^2]	Benetzte Wandfläche der Randzelle
b	[m]	Sohlenbreite
b_A	[m]	Breite Aufweitung
b_{bc}	[m]	Zellausbreitungslänge der Randzelle senkrecht zur Wand (engl.: boundary cell)
b_c	[m]	Zellenbreite im Sohlenbereich (engl.: cell)
b_K	[m]	Breite Kanal
Br	[-]	Zusatzgrösse für universelle Fliessformel zur Berücksichtigung der Querschnittsform.
b_{wc}	[m]	Zellenbreite im Böschungsbereich (engl.: wall cell)
C_2	[-]	Koeffizient Approximation Knight (1992)
c_f	[-]	Reibungswiderstandskoeffizient
c_{fb}	[-]	Reibungswiderstandskoeffizient für die Sohle
c_{fw}	[-]	Reibungswiderstandskoeffizient für die Wand
C_{sf}	[-]	Koeffizient Approximation Knight (1992)
d	[m]	Korngrösse
D^*	[-]	Dimensionsloser Korndurchmesser
d_{16}	[m]	Charakteristischer Korndurchmesser, wobei 16% des Gewichts der Kornverteilung feiner ist.
d_{50}	[m]	Charakteristischer Korndurchmesser, wobei 50% des Gewichts der Kornverteilung feiner ist.
d_{84}	[m]	Charakteristischer Korndurchmesser, wobei 84% des Gewichts der Kornverteilung feiner ist.
d_{90}	[m]	Charakteristischer Korndurchmesser, wobei 90% des Gewichts der Kornverteilung feiner ist.
d_i	[m]	Repräsentativer Korndurchmesser der Fraktion i
d_m	[m]	Massgebender Korndurchmesser
$d_{m,i}$	[m]	Massgebender Korndurchmesser der Fraktion i
$d_{max,\beta k}$	[m]	Maximale Korngrösse der Fraktion β_k
$d_{min,\beta k}$	[m]	Minimale Korngrösse der Fraktion β_k
d_{ms}	[m]	Massgebender Korndurchmesser der Austauschschicht beim Transportmodell von Hunziker (1995)
$d_{\beta k}$	[m]	Korndurchmesser der Fraktion β_k
f_b	[-]	Geschiebetransportfaktor
f_{bf}	[-]	Reduktionsfaktor für Formrauheit $f_{bf} = (k_{St,b} / k_{St,r})^{1.5}$
Fr	[-]	Froude-Zahl $\mathbf{Fr} = v/(gh)^{0.5}$
f_r	[-]	Reduktionsfaktor für die Referenztransportkapazität $Q_{s,ref}$
f_T	[-]	Kalibrierungsfaktor des Turbulenzmodells
g	[m/s^2]	Erdbeschleunigung

G	[N]	Schwerkraft $G = \rho g V$
g_b	[kg/(sm)]	Spezifische Geschiebetransportkapazität
G_b	[kg/s]	Geschiebetransportkapazität
G_x	[N]	Gewichtskraftkomponente in x-Richtung
h	[m]	Mittlere Abflusstiefe
h_m	[m]	Dicke der Austauschschicht im 2D-Modell
h_N	[m]	Normalabflusstiefe
$HQ_{(02)}$	[m^3/s]	Spitzenabfluss des Hochwasserereignisses 2002
HQ_i	[m^3/s]	Spitzenabfluss eines Hochwasserereignisses mit einer Jährlichkeit i
i	[-]	Index: Anzahl Fraktionen einer Kornverteilung
J	[-]	Sohlengefälle
J_A	[-]	Mittleres Sohlengefälle in der Aufweitung
J_K	[-]	Mittleres Sohlengefälle im Kanal
J_{lat}	[-]	Quergefälle der Sohle
K	[m^3/s]	Conveyance
K_i	[-]	Gewichtungsfunktion zur Verteilung des Abflusses im Randquerschnitt
$Kolk_{OW}$	[m]	Kolktiefe oberhalb der Aufweitung
$Kolk_{UW}$	[m]	Kolktiefe unterhalb der Aufweitung
k_s	[m]	Äquivalente Sandrauheit
k_{sb}	[m]	Äquivalente Sandrauheit Sohle
K_{St}	[-]	Verhältnis der Stricklerbeiwerte mit und ohne Formrauheit $K_{St} = k_{St,b} / k_{St,r}$
k_{St}	[$m^{1/3}$/s]	Strickler-Beiwert gemeinsam für Korn- und Formrauheit
$k_{St,b}$	[$m^{1/3}$/s]	Strickler-Beiwert für Sohlenbereich
$k_{St,i}$	[$m^{1/3}$/s]	Strickler-Beiwert für Teilbereich i
$k_{St,r}$	[$m^{1/3}$/s]	Strickler-Beiwert für die Sohle (nur Kornrauheit)
$k_{St,w}$	[$m^{1/3}$/s]	Strickler-Beiwert für Böschungs- / Wandbereich
$k_{St,w,l}$	[$m^{1/3}$/s]	Strickler-Beiwert für linken Böschungs- / Wandbereich
$k_{St,w,r}$	[$m^{1/3}$/s]	Strickler-Beiwert für rechten Böschungs- / Wandbereich
k_{sw}	[m]	Äquivalente Sandrauheit Böschung /Wand
L_A	[m]	Länge Aufweitung
L_E	[m]	Länge Erweiterungsstrecke
L_{OW}	[m]	Länge Oberwasser
L_{UW}	[m]	Länge Unterwasser
L_V	[m]	Länge Verengungsstrecke
L_w	[m]	Streichlänge der Wandzelle entlang der senkrechten Wand
n	[s/$m^{1/3}$]	Manning-Koeffizient. $n = 1/k_{St}$
N	[-]	Minimal notwendige Anzahl Fraktionen beim Fraktionierungsvorschlag einer Kornverteilung nach KHIN (1989)
P	[m]	Benetzter Umfang
P_b	[m]	Benetzter Sohlenumfang
P_i	[m]	Benetzter Umfang des Teilbereichs i
p_i	[-]	Gewichtsanteil einer Kornfraktion $d_{m,i}$
P_o	[N]	Obere Stützkraft am Elementarvolumen
P_u	[N]	Untere Stützkraft am Elementarvolumen
P_w	[m]	Benetzter Böschungs-/Wandumfang

$P_{w,l}$	[m]	Benetzter Böschungsumfang linke Böschung
$P_{w,r}$	[m]	Benetzter Böschungsumfang rechte Böschung
$p_{\beta k}$	[-]	Prozentualer Gewichtsanteil der Fraktion β_k an der Gesamtkornmischung
Q	[m^3/s]	Abfluss
q	[m^3/(sm)]	Spezifischer Abfluss
Q_0	[m^3/s]	Grenzabfluss für Geschiebetransport
$Q_{(02-09)}$	[m^3/s]	Abflussganglinie der Jahre 2002 bis 2009
$Q_{(78-89)}$	[m^3/s]	Abflussganglinie der Jahre 1978 bis 1989
Q_i	[m^3/s]	Durchfluss über Zellenrand der Zelle *i*
Q_S	[m^3/s]	Geschiebetransportkapazität
$Q_{S,Ein}$ $Q_{S,Aus}$	[m^3/s] [m^3/s]	Geschiebeeintrag resp. -austrag am oberen resp. unteren Modellrand
q_S	[m^3/(sm)]	Spezifische Geschiebetransportkapazität
$Q_{S,(78-89)}$	[m^3/s]	Geschiebeganglinie für $Q_{(78-89)}$
$q_{S,i}$	[m^3/(sm)]	Spezifische Geschiebetransportkapazität der Fraktion *i*
$q_{S,lat,i}$	[m^3/(sm)]	Laterale spezifische Geschiebetransportkapazität der Kornfraktion *i*
$Q_{S,ref,(78-89)}$	[m^3/s]	Referenztransportkapazität für $Q_{(78-89)}$
q_{Sxi}	[m^3/(sm)]	Spezifische Geschiebetransportkapazität der Kornfraktion i in *x*-Richtung
q_{Syi}	[m^3/(sm)]	Spezifische Geschiebetransportkapazität der Kornfraktion i in *y*-Richtung
q_x	[m^3/(sm)]	Spezifischer Abfluss in *x*-Richtung
q_y	[m^3/(sm)]	Spezifischer Abfluss in *y*-Richtung
R	[m]	Hydraulischer Radius
R_b	[m]	Hydraulischer Sohlenradius
Re	[-]	Reynoldszahl **Re** = $u_m\, h$ / ν
Re*	[-]	Korn-Reynoldszahl Re* = $u^*\, k_s$ / ν
R_w	[m]	Hydraulischer Wandradius
s	[m]	Versatzhöhe nach Hunzinger (1998)
s	[-]	Relative Sedimentdichte ρ_s/ρ = 2.65
S_f	[-]	Energieliniengefälle
S_{fi}	[m^3/s]	Materialfluss zwischen Austauschschicht und Untergrundschicht im Erosionsfall (2D-Modell)
T	[N/m]	Totale Randreibungskraft pro Laufmeter
t	[s]	Zeit
T_b	[N/m]	Totale Sohlenreibungskraft pro Laufmeter
T_w	[N/m]	Totale Böschungs- oder Wandreibungskraft pro Laufmeter
u	[m/s]	Fliessgeschwindigkeit
u^*	[m/s]	Schubspannungsgeschwindigkeit $u^* = (gRS_f)^{0.5}$
u_m	[m/s]	Mittlere Fliessgeschwindigkeit
u_x	[m/s]	Fliessgeschwindigkeit in *x*-Richtung
u_y	[m/s]	Fliessgeschwindigkeit in *y*-Richtung
V	[m^3]	Elementarvolumen
V_{bc}	[m^3]	Benetztes Volumen der Randzelle
x	[m]	Axiale Koordinate
X_A	[m]	Abstand zwischen zwei Aufweitungen
y	[m]	Laterale Koordinate

y_w	[m]	Koordinate entlang der geneigten Böschung ausgehend vom Böschungsfuss-punkt
z	[m]; [m ü. M.]	Vertikale Koordinate; Höhenkote
z_b	[m ü. M.]	Sohlenkote
$z_{us,l}$	[m]	Koten der einzelnen Lagen in der Unterschicht 1, 2, ... l (2D-Modell)

Griechische Symbole

α	[°]	Böschungsneigung (Winkel zwischen Böschung und Horizontalen)
α	[-]	Potenz Approximation Knight (1992)
α	[-]	Potenz in der Ausgleichsfunktion von Hunziker (1995)
α_E	[°]	Erweiterungswinkel Aufweitung
α_V	[°]	Verengungswinkel Aufweitung
β	[-]	Breitenverhältnis $\beta = b_A/b_K$
β_k	[-]	Fraktion *k* einer Kornverteilung
β_i	[-]	Gewichtsanteil der Fraktion i
β_{Si}	[-]	Gewichtsanteil der Fraktion i in der aktiven Unterschicht (2D-Modell)
γ	[°]	Längsneigung der Sohle (Winkel zwischen Sohle und Horizontalen)
δ	[-]	Potenz in der Ausgleichsfunktion von Hunziker (1995)
ε	[-]	Interne Beziehung in der Guo&Julien-Formel (Gl. (2.33))
ζ_i	[-]	Korrekturfaktor
θ_{cr}	[-]	Kritische dimensionslose Sohlschubspannung (Shields-Parameter)
$\theta_{cr,i}$	[-]	Kritische dimensionslose Sohlschubspannung (Shields-Parameter) der Fraktion *i*
$\theta_{cr,dms}$	[-]	Kritische dimensionslose Sohlschubspannung einer Mischung bezogen auf d_{ms}.
θ'_{dms}	[-]	Transportwirksame dimensionslose Sohlschubspannung bezogen auf d_{ms}. Bereits um den Einfluss von Formrauheit reduziert.
λ	[-]	Widerstandsbeiwert in universeller Fliessformel
ν	[m^2/s]	Kinematische Viskosität von Wasser $\nu = (1.307 \cdot 10^{-6}$ $m^2/s)$
ν_k	[m^2/s]	Kinematische Viskosität
ν_t	[m^2/s]	Turbulente Wirbelviskosität
ρ	[kg/m^3]	Dichte Wasser: 1000 kg/m^3
ρ_S	[kg/m^3]	Dichte Sediment: 2650 kg/m^3
σ	[-]	Standardabweichung der Kornverteilung $\sigma = (d_{84}/d_{16})^{0.5}$
σ_g	[-]	Geometrische Standardabweichung einer Kornverteilung $\sigma_g = 0.5\ (d_{84}/d_{50} + d_{50}/d_{16})$
τ_b	[N/m^2]	Sohlschubspannung
τ'_b	[N/m^2]	Transportwirksame Sohlschubspannung
$\tau_{b,cr,i}$	[N/m^2]	Kritische Schubspannung für Kornfraktion i
τ_{bm}	[N/m^2]	Mittlere Sohlschubspannung
τ_{id}	[N/m^2]	Ideelle Sohlschubspannung: maximale Sohlschubspannung in einem unendlich breiten Gerinne $\tau_{id} = \rho g h S_f$
τ_{ij}	[N/m^2]	Schubspannungen infolge innerer Reibung
τ_m	[N/m^2]	Mittlere Randschubspannung

τ_w	[N/m^2]	Böschungsschubspannung
τ_{wm}	[N/m^2]	Mittlere Böschungsschubspannung
φ_i	[-]	'Hiding'-Funktion
Φ_i	[-]	Dimensionslose Geschiebetransportrate

Abkürzungen

1D	eindimensional
2D	zweidimensional
A	Aufweitung
BM	BASEMENT
E	Erweiterung
EK	Einkorn
GMS	Gauckler-Manning-Strickler Fliessformel
HY	Hydraulik
HW	Hochwasser
K	Kanal
MK	Mehrkorn
MPM	Meyer-Peter und Müller (1948)
MPM-H	Mehrkorn-Transportformel nach HUNZIKER (1995)
MPM-multi	Fraktionierte MPM-Formel erweitert durch ASHIDA & MICHIUE (1971)
OW	Oberwasser
Topo	Topographie
TM	Turbulenzmodell
UW	Unterwasser
V	Verengung
Wsp	Wasserspiegel

1 Einleitung

1.1 Projektierung im Flussbau – früher und heute

In den vergangenen zweihundert Jahren wurde eine Vielzahl von grösseren Flüssen im Rahmen aufwendiger Gewässerkorrektionen eingeengt und kanalisiert (Abb. 1.1 links). Diese Gewässerkorrektionen wurden im Sinne des technischen Fortschritts und zu Gunsten der Wirtschaft und Gesellschaft umgesetzt. Ziel des gestreckten und vereinheitlichten Gerinneverlaufs waren ein Optimum bezüglich Abfluss- und Sedimenttransportkapazität bei minimalem Flächenbedarf und zuverlässige Bedingungen für die Schifffahrt (VISCHER 2003). Die flächenhaften Auflandungen im Talboden sollten damit beendet und stattdessen ein abgetiefter und eingedämmter Abflusskorridor mit genügend Geschiebetransport- und Abflusskapazität im Hochwasserfall geschaffen werden.

Die Kanalisierung führte vielerorts zur beabsichtigten Landgewinnung und zur erhöhten Abflusskapazität. Aufgrund der rasch vergrösserten Geschiebetransportkapazität im kanalisierten Fluss und des gleichzeitig stark reduzierten Geschiebeaufkommens aus dem Einzugsgebiet infolge starken Erosionsschutzes und Geschieberückhalts in den Seitenzuflüssen, führte die fortschreitende Tiefenerosion im Fluss mit der Zeit zu Standsicherheitsproblemen von Uferbefestigungen und Brückenfundationen. Gleichzeitig verursachte die Eintiefung ein Absenken des Grundwasserspiegels im Umland. Zusätzlich beschleunigt wurde dieser Prozess durch die stark zunehmenden Kiesentnahmen im Flusslauf für die Bauwirtschaft. Um einer weiteren Tiefenerosion entgegen zu wirken, wurden die Gerinne durch starre Absturzbauwerke punktuell fixiert, z. B. mittels Betonschwellen oder Blockrampen.

Nachdem es in den letzten Jahrzehnten in breiten Teilen der Bevölkerung zu einem stark ausgeprägten Umweltbewusstsein gekommen ist, wird die Ökologie im Hochwasserschutz und allgemein im Fluss- und Wasserbau wieder stärker gewichtet. Gestreckt verlaufende, kanalisierte Fliessgewässer sollen ökologisch wieder aufgewertet, die Wanderbewegung von Fischen und Gewässerorganismen wieder ermöglicht und den Leitlinien des Bundes ‚Mehr Raum den Fliessgewässern' Folge geleistet werden (BWG 2000). Damit "wandelte sich der 'technische', auf Risikominimierung, Flusskorrektionen und Landgewinn ausgerichtete Hochwasserschutz zum heutigen 'nachhaltigen' Hochwasserschutz, der den kosteneffizienten Schutz vor den Wasserrisiken mit der Erhaltung oder Förderung naturnaher Gewässer verbinden soll" (ZAUGG STERN 2006).

Abb. 1.1 Thur bei Altikon vor (1993) und nach (2011) lokaler Aufweitung. Blick gegen die Fliessrichtung. Photo: C. Herrmann, BHAteam, Frauenfeld.

Ende des 20. Jahrhunderts begann man, lokale Flussaufweitungen im Labor zu untersuchen und auch an kanalisierten Flüssen zu realisieren (Abb. 1.1 rechts). Sie sollen einerseits dem Fliessgewässer lokal mehr Raum zur Verfügung stellen, andererseits ähnlich zu Absturzbauwerken oder Blockrampen die Sohle stabilisieren. Eine Flussaufweitung weist lokal ein steileres Gefälle auf und gewährleistet dennoch eine Durchgängigkeit für verschiedene Lebewesen. Gleichzeitig stellt sie ökologisch wertvollen Raum zur Verfügung.

Heute sind flussbauliche Hochwasserschutzmassnahmen nur mehr in Kombination mit ökologischen Begleitmassnahmen realisierbar. Lokale und längere Flussaufweitungen eignen sich dafür gut, indem sie als bauliche Massnahme eingesetzt werden können, zu einer lokalen ökologischen Aufwertung beitragen und gleichzeitig für die Naherholung in Siedlungsgebieten einen Standortvorteil bieten, indem die Natur für die Bevölkerung wieder erlebbar ist.

Aufweitungen als multifunktionale Massnahmen werden immer häufiger eingesetzt. Teilweise werden sie auch nur als rein ökologische Kompensation für ein technisches Bauwerk eingesetzt. Und gerade in diesen Fällen, wenn eine Aufweitung nur einen ökologischen Zweck zu erfüllen hat, sind sämtliche Nebenwirkungen einer Aufweitung dennoch zu prüfen: es sind dies die Auswirkungen auf den Geschiebehaushalt, auf das Längsprofil ober- und unterstrom sowie innerhalb der Aufweitung, auf den Hochwasserspiegel und auch auf die lokalen Ablagerungen und Strömungsumlenkungen innerhalb der Aufweitung.

Von aktueller Bedeutung ist die Revision des Bundesgesetzes vom 11. Dez. 2009 über den Schutz der Gewässer (Gewässerschutzgesetz, GSchG). Mit dieser Anpassung wird der Begriff „Revitalisierung“ neu im Gesetz verankert und wie folgt definiert: „Wieder-

herstellung der natürlichen Funktionen eines verbauten, korrigierten, überdeckten oder eingedolten oberirdischen Gewässers mit baulichen Massnahmen“. Unter anderem umfasst die „Revitalisierung“ auch den „Geschiebehaushalt“ (Artikel 43a) und sieht vor, dass „der Geschiebehaushalt im Gewässer durch Anlagen nicht so verändert werden darf, dass die einheimischen Tiere und Pflanzen, deren Lebensräume, der Grundwasserhaushalt und der Hochwasserschutz wesentlich beeinträchtigt werden“. Mit dem Inkrafttreten der Gesetzesänderung werden die Kantone verpflichtet, unter anderem notwendige Sanierungsmassnahmen zur Beseitigung von Beeinträchtigungen durch einen gestörten Geschiebehaushalt infolge Kiesentnahmen, Flussverbauungen, Geschiebesammler und Wasserkraftwerken, sowie Massnahmen zur Wiederherstellung der Fischgängigkeit bei bestehenden wie auch projektierten Anlagen zu planen. Mögliche Massnahmen zur „Reaktivierung des Geschiebehaushalts“ innerhalb des gesamten hydrologischen Einzugsgebiets gemäss Artikel 43a sind der Rückbau von Flussverbauungen bzw. Gewässerkorrektionen, die Aufweitung oder Verbreiterung korrigierter Gewässer, die Bewirtschaftung, der Umbau oder die Aufhebung von Geschiebesammlern, die Kieszugabe an geeigneter Stelle sowie die Geschiebebewirtschaftung oder die Absenkung des Oberwasserspiegels bei Kraftwerken mit kurz- bis mittelfristigem Weitertransport von Geschiebe.

Mit dem revidierten Gewässerschutzgesetz, das unter anderem eine Reaktivierung des Geschiebetriebs vorsieht, sind sämtliche Aufweitungen tangiert, auch solche die ursprünglich nicht auf einen bestimmten Geschiebehaushalt ausgelegt wurden. Und gerade dort ist es wichtig, die Funktion der Aufweitung hinsichtlich eines angepassten Geschiebehaushalts zu prüfen.

Die Auswirkungen von projektierten oder bereits bestehenden Aufweitungen in Laborversuchen zu untersuchen, ist relativ aufwendig, vor allem deshalb, weil unbedingt das Gesamtsystem mit den Flussabschnitten ober- und unterstrom der eigentlichen Aufweitung betrachtet und weil bezüglich Geschiebeaufkommen unterschiedliche Szenarien modelliert werden sollten. Somit ist es naheliegend, für die Untersuchung der übergeordneten Auswirkungen von lokalen Aufweitungsmassnahmen auf die numerische Modellierung zu setzen.

Dennoch ist die Zeit der physikalischen Modellversuche im Labor noch lange nicht vorbei. Oft werden Versuchsingenieure im Labor vor die Frage gestellt, weshalb heute nach wie vor Laborversuche notwendig sind, wenn doch mit Computern alles gerechnet werden kann. Eine Antwort darauf gibt unter anderem KNIGHT (2013), die sich in zwei

Hauptpunkte zusammenfassen lässt. Einerseits erlauben nur Laborversuche einen detaillierten Einblick in komplexe Strömungsvorgänge unter kontrollierten Bedingungen und ermöglichen die Entwicklung und Validierung von theoretischen Zusammenhängen und numerischen Modellen. Andererseits basieren fast alle die Strömung beschreibenden empirischen Zusammenhänge auf systematischen Laboruntersuchungen, die unter kontrollierten und vereinfachten Bedingungen durchgeführt wurden. Solange also in der numerischen Modellierung empirische Zusammenhänge verwendet werden und solange sich die numerischen Modelle in Entwicklung befinden, muss zur Entwicklung der empirischen Zusammenhänge und zur Validierung der Modelle auf zuverlässige Datensätze aus Laborversuchen zurückgegriffen werden können.

1.2 Motivation und Ziele der Arbeit

In den 1990er-Jahren wurden erstmals systematische Forschungstätigkeiten zu lokalen Aufweitungen an der VAW durchgeführt (ZARN 1997; HUNZINGER 1998). Darin wurden Dimensionierungsgrundlagen für lokale Aufweitungen geschaffen und ihre Auswirkungen diskutiert.

In ergänzenden Versuchen (BERCHTOLD 2005) im Rahmen einer Arbeit zu eigendynamischen Aufweitungen mit Seitenerosion (REQUENA 2008) wurde eine gewisse Abhängigkeit des Längsprofilverlaufs vom Geschiebeeintrag resp. Geschiebedefizit festgestellt, die vermuten lässt, dass eine lokale Flussaufweitung je nach übergeordnetem Geschiebehaushalt unterschiedlich reagiert und allenfalls von den allgemeinen Dimensionierungsgrundlagen abweichen kann.

Nach dem verhängnisvollen Hochwasserereignis 2005 im Alpenraum wurde im Auftrag des Bundes eine systematische Hochwasserereignisanalyse durchgeführt. Darin wurden unterschiedliche lokale Flussaufweitungen auf ihre Funktion überprüft (VAW 2007, VAW 2008). Die Analyse konnte die Erkenntnisse aus den Laborversuchen (BERCHTOLD 2005) teilweise bestätigen. Gewisse Rahmenbedingungen scheinen für die Topographieveränderung (Längsprofil) eine entscheidende Rolle zu spielen. Dazu gehören der übergeordnete Geschiebehaushalt, die instationären Abflüsse und allfällige Sohlenfixpunkte in der Nähe (REQUENA & MINOR 2008).

Mit dieser Arbeit soll aufgezeigt werden, wie sich die Langzeitentwicklung der mittleren Sohlenlage in einer Flussaufweitung unter unterschiedlichen Rahmenbedingungen mit numerischen ein- und zweidimensionalen Simulationen abschätzen lässt. Der Betrachtungsperimeter soll über die eigentliche Aufweitung hinaus reichen und auch das

Ober- und Unterwasser berücksichtigen. Mittels systematischer numerischer Simulationen werden die lokalen Prozesse einer Aufweitung in Abhängigkeit des übergeordneten Geschiebehaushalts und die Auswirkungen der lokalen Veränderung auf das übergeordnete Flusssystem untersucht.

Eindimensionale (1D) und zweidimensionale (2D) numerische Modelle unterscheiden sich grundsätzlich in ihren Reibungsansätzen und folglich auch in der Berücksichtigung der Böschungs- resp. Wandreibung. Während deren Einfluss auf die Fliessgeschwindigkeiten in breiten Profilen marginal ist, gewinnt er in kompakten Profilen zunehmend an Bedeutung. Ein Abflussprofil wird als kompakt bezeichnet, wenn das Verhältnis von Breite zu Abflusstiefe b/h je nach Rauheitsverhältnis kleiner als 5 bis 30 ist. Eine Abschätzung von b/h für verschiedene kanalisierte Flüsse in der Schweiz veranschaulicht, dass mit grösserem Hochwasserereignis das Abflussprofil durchaus kompakt werden kann (Abb. 1.2). Entsprechend ist eine umfassende Analyse des Wandreibungseinflusses in den verschiedenen Modellen wichtig.

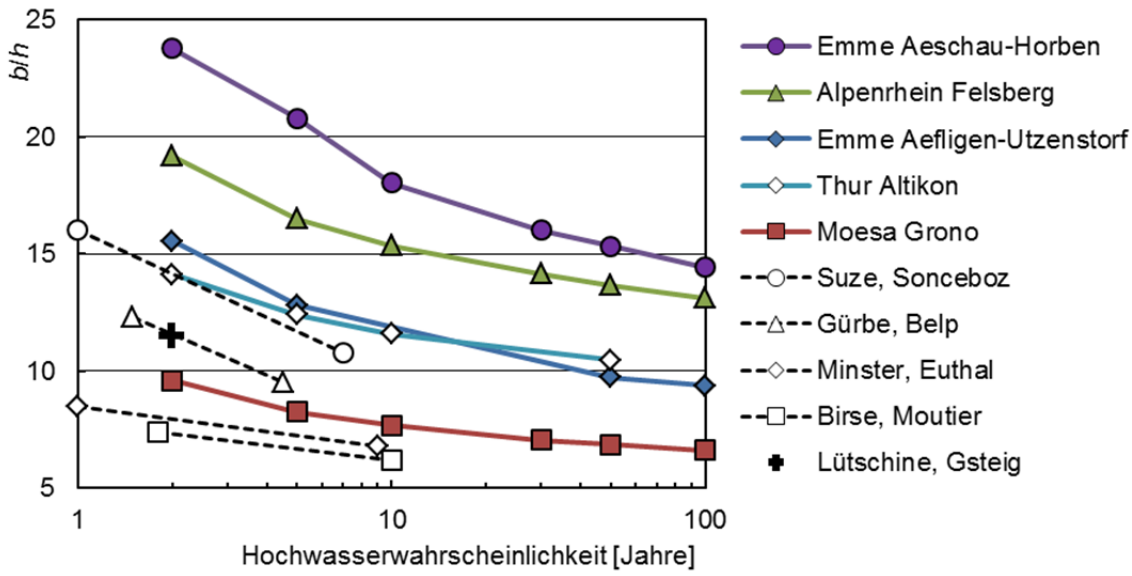


Abb. 1.2 Zusammenhang zwischen dem Verhältnis b/h im Kanal und der Hochwasserwahrscheinlichkeit für verschiedene Schweizer Flüsse mit Aufweitungen.

Ziele der Arbeit sind folgende Punkte:

- Bewertung der flussbaulichen Massnahme 'Flussaufweitung' hinsichtlich ihrer Wirkungsweise unter Einbezug des übergeordneten Geschiebehaushalts und Erfassung ihrer Robustheit gegenüber weiträumigen Veränderungen und äusseren Einflüssen.

- Aufzeigen der für den Geschiebetransport massgebenden Unterschiede zwischen der eindimensionalen (1D) und zweidimensionalen (2D) numerischen Modellierung, insbesondere auch im Hinblick auf den Einfluss der Wandreibung in kompakten Profilen.
- Diskussion, ob grundsätzlich eine zweidimensionale (2D) Modellierung einer eindimensionalen (1D) Modellierung vorzuziehen ist, oder ob für lokale Aufweitungen in kanalisierten Flüssen die 1D-Modellierung ausreicht respektive hinsichtlich der Robustheit sogar von Vorteil ist.
- Ausarbeitung eines Kalibrierungskonzepts zur Erstellung konsistenter Modelle (1D- und 2D-Modell), womit der Geschiebetransport und die mittlere Sohlenentwicklung ausgehend von gleichen Rahmenbedingungen und gleicher Hydraulik übereinstimmend modelliert werden können.
- Anwendung des Kalibrierungskonzepts mit numerischer Modellierung auf einen *Laborversuch* einer lokalen Flussaufweitung im Gleichgewichtszustand mit stationärem Abfluss im Rechteckkanal und auf die langjährige Sohlenentwicklung in der *Aufweitung Altikon in der Thur* für natürliche Randbedingungen und instationäre Abflüsse.
- Untersuchung des Einflusses praxisbezogener Massnahmen auf die Entwicklung des Längsprofils für vereinfachte Aufweitungsgeometrien. Dazu gehören die Entfernung eines bestehenden Querbauwerks (Sohlschwelle) bei gleichzeitiger Realisierung einer lokalen Aufweitung, die Interaktion zweier seriell angeordneter Aufweitungen, die Wirkung einer Vorwegnahme der Versatzbildung in der Aufweitung und die vereinfachte Annahme eines stationären bettbildenden Abfluss anstelle der natürlichen instationären Abflussganglinie.

1.3 Gliederung der Arbeit

Die Grundlagen der Thematik Flussaufweitungen und numerische Modellierung werden in Form eines Literaturstudiums im Kapitel 2 abgehandelt. Das verwendete numerische Modell BASEMENT wird im Kapitel 3 beschrieben, wobei lediglich auf die für die vorliegende Arbeit bedeutenden Punkte eingegangen wird.

In Kapitel 4 liegt der Fokus auf der korrekten Abbildung der Sohlschubspannungen und der Geschiebetransportkapazität in kompakten und breiten Profilen sowohl mit dem 1D- als auch dem 2D-Modell. Dies wird wichtig, wenn durch eine lokale Aufweitung in

einem kanalisierten Fluss die Querprofilform rasch zwischen kompakter Profilrelation und breitem Gerinne wechselt und wenn bei Hochwasser der Abflusspegel ansteigt und die Profilrelation in einem Querschnitt kompakt wird (vgl. Abb. 1.2). Die unterschiedlichen Reibungsansätze im 1D- und 2D-Modell, die Berücksichtigung der Böschungs- resp. Wandreibung in kompakten Gerinnen und ihr Einfluss auf die Böschungs- und Sohlschubspannungsverteilung werden diskutiert. Es werden Vergleiche mit unterschiedlichen Approximationen aus der Literatur und mit Laborversuchen gemacht. Anhand von einfachen Kanalgeometrien und systematischen Berechnungen werden die Resultate mit dem 1D- und 2D-Modell für unterschiedliche Parameter aufgezeigt.

In Kapitel 5 und 6 werden die numerischen 1D- und 2D-Modelle anhand von zwei unterschiedlichen Datensätzen kalibriert: In einem ersten 'Laborbeispiel' anhand der Modellversuche von HUNZINGER (1998) in Laborskala (Kapitel 5), in einem zweiten 'Naturbeispiel' anhand der Langzeitentwicklung der Aufweitung Altikon an der Thur (Kapitel 6). Der Fokus liegt in beiden Fällen auf der Veränderung des mittleren Längsprofils der Sohle, auf der Sensitivität einzelner Stellgrössen und auf den Unterschieden zwischen der 1D- und 2D-Modellierung sowie der Einkorn- und Mehrkornmodellierung. Die Bildung von morphologischen Strukturen wie verzweigte Gerinne, alternierende Bänke, lokale Kolke oder kleinräumige Variabilität der Sohlenstruktur ist nicht Bestandteil dieser Untersuchung.

In Kapitel 7 werden an zwei Modellen in Naturskala, die vereinfacht die Verhältnisse der Thur wiedergeben, die übergeordneten Langzeitentwicklungen für unterschiedliche Parameter (L_A, b, d und Q) und praxisbezogene Massnahmen geprüft. Als Massnahmen werden der Ersatz einer bestehenden Sohlschwelle durch eine lokale Aufweitung und die Auswirkungen einer Aufweitung, die nachträglich oberhalb einer bestehenden Aufweitung erstellt worden ist, auf das übrige Längsprofil für unterschiedliche Abstände zwischen den beiden Aufweitungen untersucht. Zusätzlich wird zwischen Teil- und Vollaushub der Aufweitung unterschieden und die Wichtigkeit der Berücksichtigung von instationären Abflussereignissen über mehrere Jahre aufgezeigt.

2 Grundlagen

2.1 Thematische Abgrenzung

Die Thematik von lokalen Flussaufweitungen im Kontext des übergeordneten Geschiebehaushalts, welche mit numerischer Modellierung betrachtet wird, deckt vielfältige Themenbereiche ab. Diese reichen von der grundlegenden Hydraulik und Kanalströmung über den Geschiebetransport in natürlichen Flüssen bis zu den grundlegenden Navier-Stokes Gleichungen als Basis der numerischen Modellierung der Fluiddynamik. Dabei werden gewisse Vereinfachungen und Eingrenzungen gemacht, die hier vorweg genommen werden. Wenn nicht in den einzelnen Kapiteln zusätzlich erwähnt, kann grundsätzlich von folgenden Vereinfachungen und Eingrenzungen ausgegangen werden:

- Es werden Verhältnisse von Kies führenden Flüssen im alpinen und voralpinen Raum betrachtet.
- Die seitliche Berandung der Gerinne (Böschung und Wand) wird als fest angenommen. Seitenerosion und Böschungskollaps sind nicht Bestandteil dieser Arbeit.
- Es wird davon ausgegangen, dass in der Aufweitung morphologische Strukturen auftreten. Diese werden im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht. Der Effekt von morphologischen Strukturen auf die Hydraulik und den Geschiebetransport wird aber mit pauschalen Grössen berücksichtigt. Sohlen- und Bankformen reduzieren, Teilgerinne mit konzentrierten Abflüssen hingegen erhöhen die Abfluss- und Geschiebetransportkapazität.
- Die Strömung wird als turbulent angenommen.
- Hydraulisch raue Sohle: Es wird grundsätzlich von turbulenter Strömung über hydraulisch rauer Sohle ausgegangen mit $Re^* = u^* k_s / \nu \geq 70$ nach NIKURADSE (1933). Re^* ist die Korn-Reynoldszahl, u^* die Schubspannungsgeschwindigkeit, k_s die äquivalente Sandrauheit und ν die kinematische Viskosität von Wasser.

2.2 Gerinneströmung

2.2.1 Normalabfluss

Normalabfluss bezeichnet einen stationären, gleichförmigen Abflusszustand, bei dem die antreibenden Kräfte mit den rückhaltenden Kräften im Gleichgewicht stehen. Die antreibenden Kräfte ergeben sich aus der Hangabtriebskomponente des Fluidgewichts. Die Summe der rückhaltenden Kräfte ist gleich der über den ganzen Querschnitt aufsummierten Randreibungskräfte T. Zur Veranschaulichung soll das Kräftegleichgewicht an einem Elementarvolumen in einem um γ geneigten Trapezkanal betrachtet werden (Abb. 2.1).

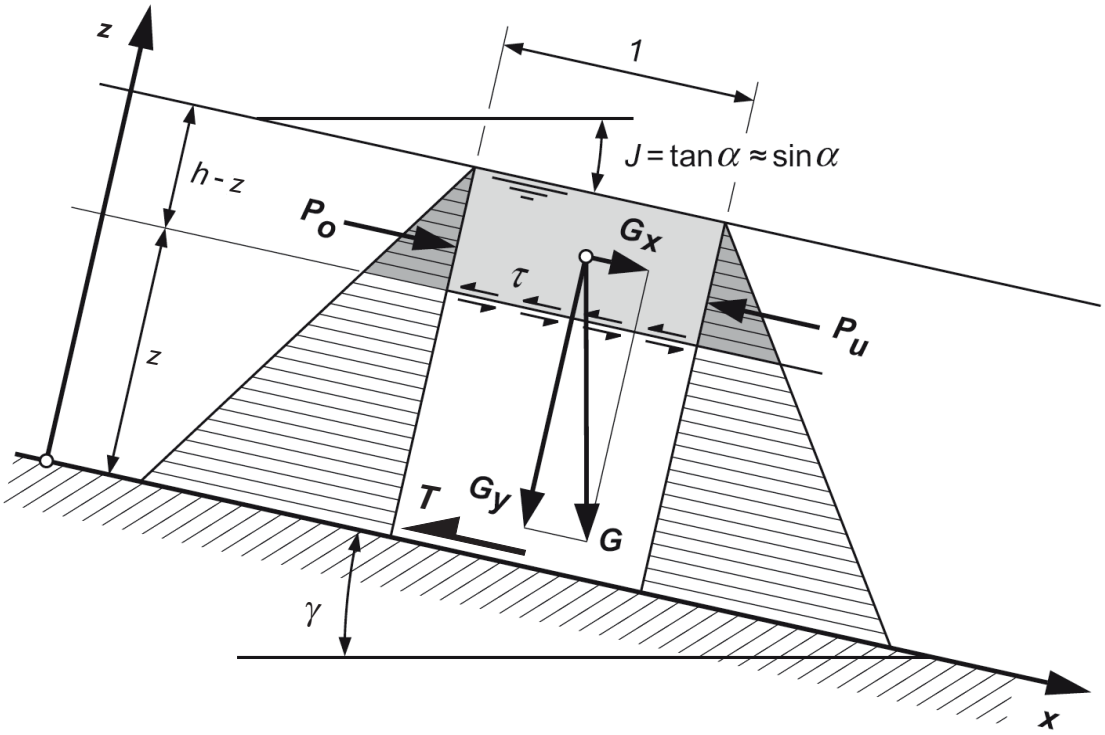


Abb. 2.1 Kräftegleichgewicht am Elementarvolumen, abgeändert nach BEZZOLA (2013).

Da sich die Stützkräfte in lateraler und axialer Richtung jeweils neutralisieren ($P_o = P_u$) verbleibt als antreibende Kraft die Schwerkraft $G = \rho g V$, wobei ρ = Dichte von Wasser, g = Erdbeschleunigung und V = Elementarvolumen. Beträgt die Länge des Elementarvolumens 1, so gilt: $V = 1A$, mit A = durchflossene Querschnittsfläche. Wird die vertikale Komponente der Gewichtskraft durch die Normalkraft neutralisiert, so verbleibt die

Gewichtskraftkomponente in x-Richtung $G_x = G \sin(\gamma)$ als einzige antreibende Kraft. Diese wird durch die rückhaltende Randschubkraft T kompensiert:

$$|T| = |G_x| = \rho g A \sin\alpha \,. \tag{2.1}$$

Unter der Annahme, dass für kleine Längsgefälle $\sin(\gamma) \approx \tan(\gamma) = J$ und die Neigung des Wasserspiegels gleich der Neigung der Sohle ist, gilt:

$$T = \rho g A J \tag{2.2}$$

2.2.2 Sekundärströmung

Die Hauptströmungsrichtung in einem gestreckten Kanal ohne jegliche Querprofilveränderung verläuft parallel zur Kanalachse. Dennoch weist eine Kanalströmung Sekundärströmungen auf, die durch Turbulenz verursacht werden, unabhängig ob es sich um eine glatte oder raue Oberfläche handelt. Ihr Einfluss auf die lokale Strömungsgeschwindigkeit, Strömungsrichtung und Sohlschubspannung sowie auf den Gesamtabfluss und die Geschiebetransportkapazität wird mit Hilfe verschiedener experimenteller und analytischer Untersuchungen in diversen Publikationen diskutiert.

Die Geschwindigkeit der durch die Sekundärströmung verursachten Querströmung beträgt 2 bis 3% der primären mittleren Fliessgeschwindigkeit in Hauptrichtung und ist deshalb nur schwer zu messen (TOMINAGA ET AL. 1989).

Die Sekundärströmung besteht aus quer zur Hauptströmungsrichtung verlaufenden Kreisströmungszellen (Abb. 2.2). Sie liegen nebeneinander über den Querschnitt verteilt und weisen eine alternierende Drehrichtung auf (TOMINAGA ET AL. 1989). In Gerinnemitte haben die Kreisströmungszellen eine Ausdehnung, die ungefähr der Abflusstiefe entspricht. Gegen die seitliche Berandung hin sind zwei Kreisströmungszellen übereinander angeordnet, die ihre Lage und Ausbreitung je nach Rauheitsverhältnis zwischen Böschung und Sohle und je nach Böschungsneigung verändern.

In physikalischen Modellversuchen konnten BLANCKAERT ET AL. (2010) im Trapezgerinne für unterschiedliche Böschungsneigungen und diverse b/h-Verhältnisse im Bereich von $6 < b/h < 12$ aufzeigen, dass die Sekundärströmung über den ganzen Querschnitt vorhanden ist, zwar gegen die Gerinnemitte hin etwas abgeschwächt wird, aber nie verschwindet (b = Sohlenbreite, h = Abflusstiefe). Weiter erläutern sie, dass die Sekundärströmung im ganzen Gerinnequerschnitt von den äussersten Kreisströmungszellen induziert und diese wiederum durch turbulente Effekte verursacht werden.

Je ausgeprägter die Böschungsrauheit gegenüber der Sohlenrauheit ist, umso weiter ragen die beiden Rand-Kreisströmungszellen in den Querschnitt und beeinflussen dadurch das Geschwindigkeitsfeld. Form und Lage der beiden am Rand übereinander angeordneten Kreisströmungszellen im Trapezprofil reagieren sehr sensitiv auf die Neigung der Böschung. Die geneigte Böschung führt zu einer zusätzlichen Kreisströmungszelle und verändert die Form und Lage der beiden anderen Randkreisströmungszellen (TOMINAGA ET AL. 1989). Dadurch wird die Schubspannungsverteilung entlang der seitlichen Berandung heterogen. Die maximale Böschungsschubspannung tritt in der Nähe des Böschungsfusses auf (BLANCKAERT ET AL. 2010). Die Sohlschubspannungen werden durch die Sekundärströmung in Böschungsnähe reduziert. Erst gegen die Gerinnemitte hin in einer Entfernung von der Böschung von ungefähr der zweifachen Abflusstiefe nimmt die Sohlschubspannung ein erstes Mal auf ein lokales Maximum zu (TOMINAGA ET AL. 1989). Auf die übrigen Sekundärströmungsmuster in Gerinnemitte hat die Neigung der Böschung keinen deutlichen Einfluss. Die allgemeine Grundstruktur bleibt in allen Fällen bestehen.

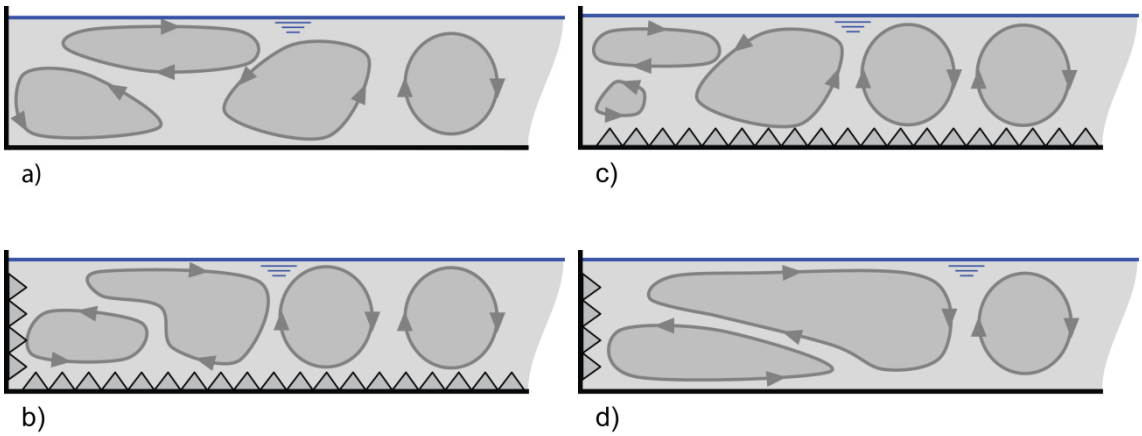


Abb. 2.2 Schematische Darstellung der Sekundärströmungszellen in einem Rechteckprofil für a) glatte Oberfläche, b) rauer Kanal, c) raue Sohle, glatte Wand und d) raue Wand mit glatter Sohle. Abgeleitet aus den Ergebnissen von TOMINAGA ET AL. *(1989).*

Entsprechend der geringen Querströmungsgeschwindigkeit ist der Einfluss der Sekundärströmung auf die mittlere Geschwindigkeitsverteilung in Hauptfliessrichtung gering. Die lokale Abweichung gegenüber der mittleren Fliessgeschwindigkeit beträgt 10 bis 15%. Der Schwankungsbereich der lokalen Sohlschubspannung über den Querschnitt liegt in der Grössenordnung von 20 bis 30% der mittleren Sohlschubspannung τ_m (BLANCKAERT ET AL. 2010).

Gemäss OMRAN & KNIGHT (2010) ist der Einfluss der Sekundärströmung auf die mittlere Sohlschubspannung nur in kompakten Gerinnen mit $b/h < 8$ relevant (b = Sohlenbreite, h = Abflusstiefe). In breiteren Querprofilen ist er verschwindend klein. Zu diesem Ergebnis sind die Autoren aufgrund von Nachrechnung der experimentellen Versuche aus vier unterschiedlichen Laborkanälen gekommen. Sie verwendeten dazu zwei unterschiedliche Berechnungsmethoden: eine eindimensionale Standardberechnung ohne Berücksichtigung von Turbulenz und Sekundärströmung und die Shiono-Knight-Methode mit zusätzlichen Turbulenz- und Sekundärströmungstermen (SHIONO & KNIGHT 1988, 1991; KNIGHT & SHIONO 1990). Der Vergleich der mittleren Sohlschubspannung aus den beiden Berechnungsmethoden ergab, dass für $b/h > 8$ die Sekundärströmungseffekte auf die mittlere Sohlschubspannung nicht massgebend sind. Weiter räumten OMRAN & KNIGHT (2010) ein, dass trotz Berücksichtigung der Sekundärströmung im Berechnungsansatz die Vorhersage des Geschiebetransports in den unterschiedlichen Experimenten nicht verbessert werden konnte.

2.2.3 Profilrelation

Die Profilrelation beschreibt die Form des Abflussquerschnitts und damit auch die Bedeutung der Böschungsreibung. Die Profilrelation wird durch das Verhältnis des benetzten Sohlenumfangs zum benetzten Böschungsumfang definiert. In einem in die Breite ausgedehnten Abflussquerschnitt ist die benetzte Böschung im Verhältnis zur benetzten Sohle klein. In einem quadratischen Abflussquerschnitt hingegen ist der benetzte Böschungsanteil im Verhältnis zum Sohlenanteil gross und entsprechend auch der Einfluss der Böschungsreibung. Die Profilrelation wird wichtig, wenn es um den Einfluss der Böschungsreibung auf die Randschubspannungsverteilung und schliesslich auf die Geschiebetransportkapazität geht.

Die Vielfalt an natürlichen und künstlichen Gerinneformen ist gross. DITTRICH (1998) macht eine Unterteilung in 20 unterschiedliche Profiltypen, wobei zwischen kompakten und gegliederten Gerinnen unterschieden wird. Ein Gerinne gilt dann als kompakt, wenn die mittlere Geschwindigkeit in allen Teilbereichen als nahezu identisch angenommen werden kann. Ein kompaktes Gerinne umfasst laut dieser Definition sowohl breite als auch enge Rechteck- und Trapezquerschnittsformen, aber auch Doppeltrapezprofile mit homogener oder heterogener Oberflächenrauheit, solange die mittlere Geschwindigkeit über den ganzen Querschnitt als nahezu gleich angenommen werden kann.

Unterscheiden sich die mittleren Geschwindigkeiten aus den einzelnen Teilbereichen des Gesamtquerschnitts infolge unterschiedlicher Rauheitsverhältnisse oder Fliesstiefen stark, so wird das Gerinne als gegliedert bezeichnet (engl.: compound channel). Ein Doppeltrapezprofil mit Vorländern, die nur bei grösseren Hochwasserereignissen überströmt werden und meist eine deutlich unterschiedliche Rauheit infolge von Bewuchs aufweisen, ist ein typisches Beispiel für einen gegliederten Querschnitt. Die verhältnismässig geringe Abflusstiefe in den Vorländern führt zu geringen Fliessgeschwindigkeiten. Im Übergangsbereich zwischen dem langsam fliessenden Vorlandabfluss und schnell fliessendem Hauptgerinneabfluss führt die Geschwindigkeitsdifferenz zu Wirbeln und einem turbulenten Impuls- und Massenaustausch. Die Abfluss- und Geschiebetransportkapazität im Hauptgerinne wird dadurch beeinträchtigt. Für die Abflussberechnung in gegliederten Querschnitten gibt es viele unterschiedliche Ansätze. Eine übersichtliche Zusammenstellung ist in DITTRICH (1998), deren Beurteilung anhand von Vergleichen mit Laborversuchen in DITTRICH ET AL. (1996) zu finden.

Eine weitere Unterscheidung wird zwischen engen und breiten Gerinnen gemacht. Dazu wird der Einfluss der Querschnittsform auf das Widerstandsverhalten des Gerinnes beigezogen. In einem engen Gerinne übernimmt die seitliche Berandung (Wand im Rechteckprofil resp. Böschung im Trapezprofil) einen bedeutenden Anteil am Fliesswiderstand des gesamten Gerinnes. In einem breiten Gerinne ist dieser Anteil vernachlässigbar klein. Als Unterscheidungskriterium zwischen engem und breitem Profil wird meist das b/h-Verhältnis herangezogen. Für die Grenzwerte sind in der Literatur unterschiedliche Werte zu finden. Erwähnt soll eine empfohlene Kategorisierung sein, die zwischen homogener und inhomogener Rauheitsverteilung unterscheidet (LFU 2002). Nach dieser Definition ist ein Gerinne breit, falls folgende Bedingungen erfüllt sind:

$$\begin{aligned} b/h &\geq 5 \text{ bis } 10 && \text{falls Böschung wesentlich glatter als Sohle} \\ b/h &\geq 10 && \text{falls Böschung und Sohle nahezu gleiche Rauheit} \\ b/h &\geq 25 \text{ bis } 30 && \text{falls Böschung wesentlich rauer als Sohle.} \end{aligned} \tag{2.3}$$

Gemäss der Definition in Gleichung (2.3) weisen bei Hochwasserabfluss viele korrigierte Flussabschnitte eine enge Gerinneform auf und leiten einen bedeutenden Fliesswiderstandsanteil über die seitlichen Berandungen ab.

Um das b/h-Verhältnis auf beliebige Trapezquerprofile zu verallgemeinern, wird an dieser Stelle die Profilrelation eingeführt und definiert. Analog zum b/h-Verhältnis bezeichnet die Profilrelation das Verhältnis der benetzten Sohle $P_b = b$ zur benetzten Böschung P_w. Bei flach geneigter Böschung wird damit eine grössere Böschungsfläche

berücksichtigt. Im Fall eines Rechteckprofils entspricht die Profilrelation dem Verhältnis $b/(2h)$.

In dieser Arbeit werden mit dem Begriff 'kompakt' Abflusssituationen bezeichnet, für die der Einfluss der Böschungs- oder Wandreibung nicht zu vernachlässigen ist. Dieser Begriff beschreibt somit eher einen abflussabhängigen Zustand als lediglich einen Profiltyp. Die 'Kompaktheit' eines Gerinnes wird immer durch die Kombination aus Profilform und Abfluss definiert. Ein grosser Abfluss mit grosser Abflusstiefe in einem 'breiten' Gerinne kann zu einer kompakten Profilrelation führen.

2.2.4 Abfluss- und Geschiebetransportberechnung

Die Abfluss- und Geschiebetransportberechnungen in der numerischen Modellierung basieren oft auf empirischen Ansätzen. In diesem Abschnitt werden das logarithmische Widerstandsgesetz und die Gaukler-Manning-Strickler-Formel für die Abflussberechnung diskutiert und verglichen, sowie die angewandten Ein- und Mehrkorn-Transportformeln beschrieben.

Logarithmisches Widerstandsgesetz (Universelle Fliessformel)

Das logarithmische Widerstandsgesetz für Gerinneströmung wurde durch COLEBROOK & WHITE (1937) aus der Rohrströmung abgeleitet. Es ist physikalisch gut fundiert und basiert auf turbulenz-theoretischen Ansätzen aus der Rohrhydraulik. Gleichung (2.4) stellt eine mögliche Form des logarithmischen Widerstandgesetzes für Gerinne dar, wobei unterschiedliche Querschnittsformen unterschieden werden (KEULEGAN 1938).

$$u_m = \sqrt{\frac{8}{\lambda}} u^* = u^* (2.5 \ln(\frac{R}{k_S}) + Br) \tag{2.4}$$

Die mittlere Fliessgeschwindigkeit u_m wird demnach bestimmt durch die Schubspannungsgeschwindigkeit $u^*=(gRS_f)^{0.5}$ und einen dimensionslosen Widerstandsbeiwert λ resp. den hydraulischen Radius $R = A/P$, eine äquivalente Sandrauheit k_s nach NIKURADSE (1933) und die Zusatzgrösse Br, wobei S_f das Energieliniengefälle und P der benetzte Umfang ist. Für breite Gerinne wird Br mit 6.25 angenommen (aus DITTRICH 1998), was für eine relative Gerinnebreite von $b/h \approx 10$ (KEULEGAN 1938) und grosse relative Überdeckung von $h/k_s > 20$ gilt (KIRONOTO & GRAF 1992). Für kleine relative Überdeckungen von $h/k_s < 4$ wird $Br = 3.25$ empfohlen, für den Zwischenbereich eine lineare Interpolation. Für breite Rechteckgerinne nach Gleichung (2.5) kann $R = h$ gesetzt und Br zu 6.02 angenommen werden (KEULEGAN 1938).

Für die Bestimmung von k_s gibt es detaillierte Tabellenwerke (z. B. WALLISCH 1990). Für den Sohlenbereich in natürlichen Gerinnen bestehen Ansätze, die mittels einer Proportionalitätskonstante einen direkten Zusammenhang zwischen einem charakteristischem Korndurchmesser des Sohlenmaterials und der äquivalenten Sandrauheit beschreiben. In der Literatur weist die Proportionalitätskonstante einen grossen Streubereich auf. Eine umfangreiche Auflistung der üblichsten Beziehungen zwischen massgebenden Korndurchmesser und äquivalenter Sandrauheit in Abhängigkeit der relativen Überdeckung ist in WEICHERT (2006) zu finden. Als repräsentativer Korndurchmesser wird oft der mittlere Korndurchmesser der obersten Sohlenschicht verwendet. In natürlichen Gewässern ist die oberste Sohlenschicht oft eine infolge Kornsortierung abgepflästerte Deckschicht. Der mittlere Korndurchmesser der Deckschicht d_{ms} wird oft mit dem d_{90} des Sohlenmaterials repräsentiert. Für drei ausgewählte Sohlenbeschaffenheitstypen schlägt BEZZOLA (2013) folgende Beziehungen vor:

$k_s = d$	Plane Sohle mit Einkornmaterial der Korngrösse d	
$k_s = 2\ d_{90}$	Natürliche Sohlenlagerung mit Korngemisch	(2.5)
$k_s = (2.5 \text{ bis } 3)\ d_{90}$	Sohle mit exponierten Grobkomponenten.	

Gaukler-Manning-Strickler-Formel (GMS)

Für praktische Berechnungsanwendungen in der Gerinneströmung setzte sich der empirische Potenzansatz durch (STRICKLER 1923), dessen Grundlagen von Gaukler, Manning und Strickler unabhängig voneinander ausgearbeitet worden waren und deshalb oft als Gaukler-Manning-Strickler (GMS)-Formel benannt ist (Gleichung (2.6)). Dieser Ansatz ist vor allem wegen seiner Einfachheit in der Praxis nach wie vor weit verbreitet.

$$u_m = k_{St} R^{2/3} S_f^{1/2} \tag{2.6}$$

Die mittlere Fliessgeschwindigkeit u_m ist dabei abhängig von einem pauschalen Rauheitsfaktor k_{St} (Strickler-Beiwert) [$m^{1/3}/s$], von R und dem Energieliniengefälle S_f. Der Strickler-Beiwert k_{St} ist der reziproke Werte des ebenfalls weit verbreiteten Manning-Koeffizienten n, d.h. $k_{St} = 1/n$.

Für die Gültigkeit dieses Ansatzes sind voll turbulente, hydraulisch raue Abflussbedingungen anzunehmen. Im Fall von Normalabfluss kann S_f durch das Sohlengefälle J ersetzt werden.

Der Strickler-Beiwert kann entweder über Tabellenwerke (z. B. WALLISCH 1990) oder im Sohlenbereich mit Hilfe einer Proportionalitätskonstante über eine massgebende

Korngrösse des anstehenden Rauheitsmaterials (z. B. Flusssohle) bestimmt werden. Die durch Strickler empfohlene Relation lautet:

$$k_{St} = \frac{21.1}{\sqrt[6]{d_{90}}}. \tag{2.7}$$

Für kompakte Gerinne mit unterschiedlich über den Querschnitt verteilter Rauheit (engl: composite channel) wird für die hydraulische Berechnung ein mittlerer Strickler-Beiwert $k_{St,m}$ bestimmt. Dazu gibt es viele verschiedene Ansätze, die meist von der Unterteilung des Fliessquerschnitts in Teilflächen ausgehen. YEN (2002) macht eine umfangreiche Auflistung diverser Ansätze, wovon einzelne von DJAJADI (2009) mittels Laborversuchen verglichen wurden. In der vorliegenden Arbeit wird ausschliesslich der weit verbreitete Ansatz von HORTON (1933) und EINSTEIN (1934) nach Gleichung (2.8) verwendet. Es wird davon ausgegangen, dass alle Teilflächen mit gleicher Fliessgeschwindigkeit durchströmt werden und über die Trennflächen zwischen den Bereichen keine Reibung übertragen wird. DJAJADI (2009) konnte in seinem Vergleich von unterschiedlichen Ansätzen mit Messungen aus Laborversuchen aufzeigen, dass der Horton-Einstein-Ansatz im Vergleich zu anderen Ansätzen gut mit den Versuchsresultaten überein stimmt.

$$k_{St,m} = \frac{P^{2/3}}{\left(\sum \frac{P_i}{k_{St,i}^{3/2}}\right)^{2/3}}, \tag{2.8}$$

mit P_i = benetzter Umfang des Teilgerinnes i, $k_{St,i}$ = Strickler-Beiwert des Teilgerinnes i, i = Anzahl Teilgerinne.

Vergleich Universelle Fliessformel und GMS-Formel

Ein Vergleich der GMS-Formel und des logarithmischen Ansatzes unter Berücksichtigung unterschiedlicher Proportionalitätskonstanten zeigt, dass mit der GMS-Formel für relative Überdeckungen $30 < R/d_{90} < 400$ eine gute Übereinstimmung resultiert (Abb. 2.3). Im Fall von kleineren hydraulischen Überdeckungen ist mit der GMS-Formel ein geringer Genauigkeitsverlust von weniger als 10% zu erwarten, falls folgende Bedingungen erfüllt sind (NAUDASCHER 1992):

$5 < R/k_s < 100$ für $\mathbf{Re} > 40'000$

$5 < R/k_s < 250$ für $\mathbf{Re} > 200'000$

mit der Reynoldszahl $\mathbf{Re} = u_m h/\nu$.

Für noch kleinere relative Überdeckungen führt der logarithmische Ansatz zu deutlich besseren Resultaten. Dennoch resümiert WALLISCH (1990), dass der Strickler-Beiwert als vom hydraulischen Radius unabhängig betrachtet werden kann und dieser damit ein brauchbares Rauheitsmass darstellt. Insbesondere auch deshalb, weil in den meisten praktischen Anwendungen die notwendigen Bedingungen für die Verwendung der GMS-Formel gegeben sind.

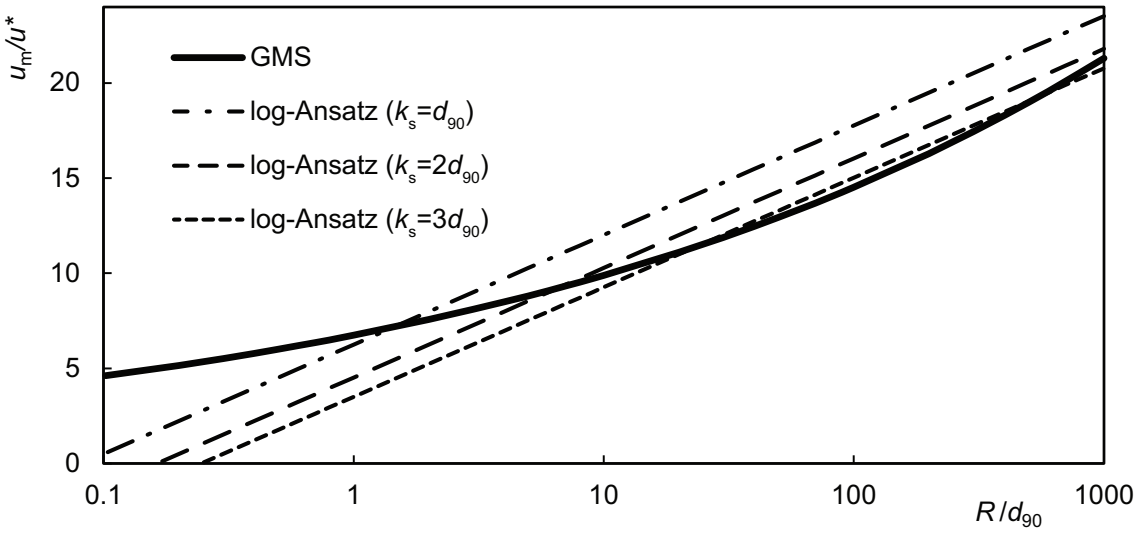


Abb. 2.3 Ein Vergleich der GMS-Formel mit dem logarithmischen Ansatz mit unterschiedlichen Proportionalitätskonstanten zeigt für den Bereich $30 < R/d_{90} < 400$ eine gute Übereinstimmung für $k_s = 3d_{90}$.

Für eine Umrechnung der äquivalenten Sandrauheit und des Strickler-Beiwerts wird der Zusammenhang von MEYER-PETER & MÜLLER (1948) beigezogen (Gleichung (2.9)). Auch diese Näherung ist nur für vollkommen raue Strömungsverhältnisse sowie für $R/k_s > 250$ gültig (DITTRICH 1998).

$$k_{St} = \frac{26}{\sqrt[6]{k_s}} \tag{2.9}$$

Mit $k_s = 3d_{90}$ entsprechend der Beziehung für eine natürliche Sohle mit exponierten Grobkomponenten (Gleichung (2.5)), welche in Abb. 2.3 eine gute Übereinstimmung mit der GMS-Formel ergibt, kann die Gleichung (2.9) auf die Beziehung für die GMS-Formel in Gleichung (2.7) zurückgeführt werden.

Grundsätzlich ist bei einer Gegenüberstellung von k_s und k_{St} Vorsicht geboten, da die Werte von der absoluten Grösse des Gerinnes beeinflusst werden (BOLLRICH 1996).

WALLISCH (1990) gibt in seinem Tabellenwerk für diverse Oberflächenbeschaffenheiten Wertebereiche der Reibungskoeffizienten k_{St} und k_s an. Für die in Tab. 2.1 aufgelisteten Beschaffenheiten sind in Abb. 2.4 die Mittelwerte der angegebenen Wertebereiche für k_{St} und k_s dargestellt. Im Vergleich dazu sind ausgehend von den mittleren k_s-Werten die nach Gleichung (2.9) berechneten k_{St}-Werte dargestellt.

Tab. 2.1 Ausgesuchte Oberflächenbeschaffenheiten und dazugehörige mittlere k_s- und k_{St}-Werte aus WALLISCH (1990) sowie Berechnung von k_{St} ausgehend von k_s. Die mittleren Werte wurden jeweils aus den vorgeschlagenen Wertebereichen bestimmt.

		mittlere Werte		Berechnung (Gl. (2.9))
Nr.	Oberflächenbeschaffenheit	k_s [m]	k_{St} [$m^{1/3}/s$]	$k_{St} = 26/k_s^{1/6}$ [$m^{1/3}/s$]
1	Kies (10 - 20 mm) in Mörtel eingedrückt	0.006	59	61
2	Beton aus alter Holzschalung	0.006	58	61
3	Spritzbeton nicht geglättet	0.0065	60	60
4	Bruchsteinmauerwerk mit Zement gefugt	0.007	57	59
5	Ortbeton unverputzt, schlechter Zustand	0.008	56	58
6	Ortbeton unverputzt, stark beschädigt	0.0185	49	51
7	Bruchsteinmauer grobe Ausführung	0.020	49	50
8	30 - 40 mm Kies	0.0225	47	49
9	30 - 40 mm Kies in Mörtel gepresst	0.0225	47	49
10	Schotter	0.035	43	45
11	Schotter bis 5cm, mit Schlamm verfüllt	0.035	43	45
12	Sohle Schlamm	0.0375	42	45
13	Sohle Schlamm ohne Bewuchs	0.0375	42	45
14	Grobkies	0.052	40	43
15	Erdkanal: stärker bewachsen	0.23	31	33
16	Erdkanal: Erdmaterial schollig	0.25	30	33
17	Fels: gesprengt,gleichm. nachbearbeitet	0.285	32	32
18	Fels: gesprengt, mittelgrob	0.575	26	29
19	Erdkanal: stark verkrautet	1	26	26

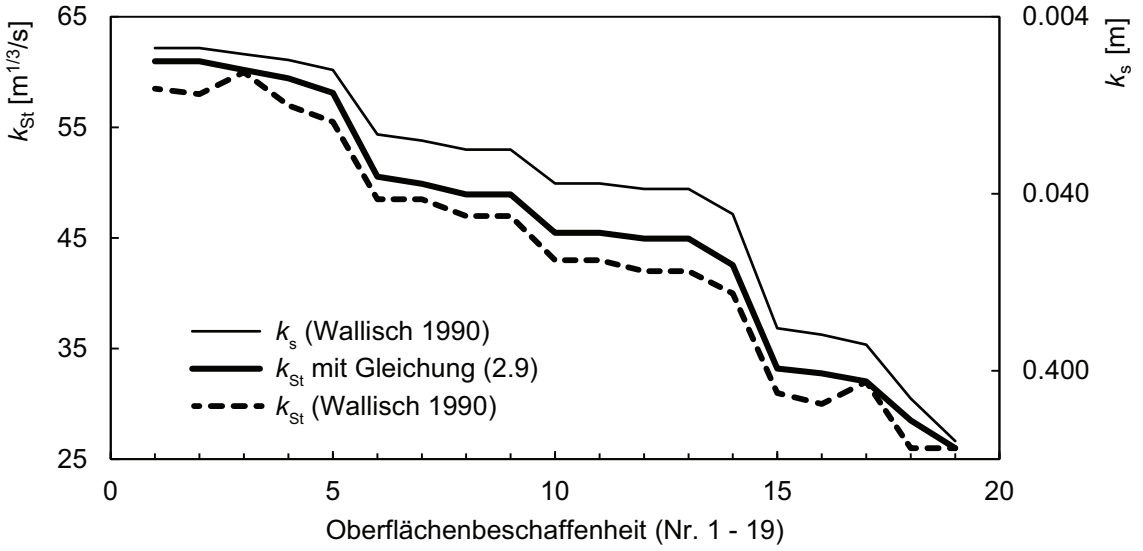


Abb. 2.4 Vergleich der Mittelwerte von den in WALLISCH *(1990) angegebenen Wertebereichen für k_{St} und k_s für die Oberflächenbeschaffenheiten aus Tab. 2.1. Zusätzlich ist der aus k_s berechnete k_{St}-Wert dargestellt.*

Ein Vergleich der Strickler-Beiwerte für unterschiedliche Oberflächenbeschaffenheiten in Abb. 2.4, einmal aus den Angaben in Tabellenwerken und einmal aus den k_s-Werten berechnet, zeigt eine gute Übereinstimmung. Die Umrechnung gemäss Gleichung (2.9) von k_s zu k_{St} und umgekehrt kann innerhalb des gebräuchlichen Rauheitsbereichs angewandt werden. Die Differenz zwischen k_{St} nach WALLISCH (1990) und nach Gleichung (2.9) ist in keinem Fall grösser als 3 m$^{1/3}$/s.

Einkorn-Geschiebetransport nach MEYER-PETER & MÜLLER (1948)

Aus umfangreichen Modellversuchen in Laborrinnen von 0.15 bis 2.0 m Breite im Gefällebereich von 0.04 bis 2.3% leiteten MEYER-PETER & MÜLLER (1948) die folgende Geschiebetransportformel ab (MPM-Formel):

$$q_S = \frac{8\sqrt{g}}{(s-1)}\left[\left(\frac{k_{St,b}}{k_{St,r}}\right)^{1.5} R_b S_f - \theta_{cr}(s-1)d_m\right]^{1.5}, \qquad (2.10)$$

wobei q_S die spezifische Geschiebetransportkapazität in [m^3/(sm)], R_b der hydraulische Sohlenradius (vgl. Gleichung (2.23)), $s = \rho_S / \rho$ die relative Sedimentdichte und $\rho_S = 2650$ kg/m^3 die Sedimentdichte ist. Die dimensionslose kritische Schubspannung θ_{cr} wird von den Autoren mit 0.047 und der massgebende Korndurchmesser d_m angegeben zu

$$d_m = \frac{\sum\left(d_{m,i}\, p_i\right)}{\sum p_i}\ , \tag{2.11}$$

mit: $d_{m,i}$ = Repräsentativer Korndurchmesser der Kornfraktion *i*

p_i = Gewichtsanteil einer Kornfraktion *i*.

Der Rauheitsterm aus Gleichung (2.10) kann gemäss Gleichung (2.12) als Reduktionsfaktor f_{bf} der dimensionslosen Sohlschubspannung (angreifende Kräfte) betrachtet werden und wird so im numerischen Modell als Kalibrierungsgrösse eingeführt (vgl. Abschnitt 3.1.2). Dadurch werden zusätzliche Widerstände infolge Sohlen- und Bankformen kompensiert.

$$\left(\frac{k_{St,b}}{k_{St,r}}\right)^{1.5} = K_{St}^{1.5} = f_{bf}\ , \tag{2.12}$$

mit: $k_{St,b}$ = Strickler-Beiwert für die Sohle (Korn- und Formrauheit)

$k_{St,r}$ = Strickler-Beiwert für die Sohle (nur Kornrauheit)

$K_{St} = k_{St,b} / k_{St,r}$.

Der Reduktionsfaktor ist von der Geschiebetransportkapazität abhängig und liegt zwischen 0.6 (ausgeprägte Sohlenformen) und 1.0 (ebene Sohle). In praktischen Anwendungen wird meist ein Werte von $f_{bf} = 0.85$ angenommen (BEZZOLA 2013). R_b bezeichnet den hydraulischen Sohlenradius. Dieser beschreibt den hydraulischen Radius bezogen auf den auf der Sohle abfliessenden Anteil des Abflusses (vgl. Gleichung (2.23)).

Fraktionierte MPM-Formel durch Erweiterung nach ASHIDA & MICHIUE (1971)

Die MPM-Formel für Einkorn-Geschiebetransport (MEYER-PETER & MÜLLER 1948) kann z. B. mit der Korrekturfunktion von ASHIDA & MICHIUE (1971) auf fraktionierten Mehrkorntransport erweitert werden (BEZZOLA 2013). Grundsätzlich wird anteilmässig die spezifische Transportrate $q_{S,i}$ für den repräsentativen Korndurchmesser $d_{m,i}$ jeder einzelnen Kornfraktion *i* analog zur MPM-Formel (Gleichung (2.10)) berechnet und zum gesamten Geschiebetransport Q_S aufsummiert. Zusätzlich wird die kritische dimensionslose Sohlschubspannung θ_{cr} für jede Kornfraktion *i* mit einem Korrekturfaktor ζ_i korrigiert (Gleichung (2.13)). Die Mobilität der feineren Kornfraktionen wird dadurch verkleinert, die Mobilität der gröberen Kornfraktionen vergrössert. So wird berücksichtigt, dass bei Mehrkorntransport feinere Körner im Strömungsschatten grösserer Körner geschützt liegen, und dass gröbere Körner exponierter und damit mobiler sind als feinere Körner.

$$q_{S,i} = \frac{8\sqrt{g}}{(s-1)}\left[\left(\frac{k_{St,b}}{k_{St,r}}\right)^{1.5} R_b S_f - \theta_{cr,i}(s-1)d_{m,i}\right]^{1.5}, \tag{2.13}$$

wobei

$$\theta_{cr,i} = \zeta_i \, \theta_{cr} \tag{2.14}$$

mit

$$\zeta_i = \begin{cases} \left[\log(19)/\log(19\, d_{m,i}/d_m)\right]^2 & d_{m,i}/d_m \geq 0.4 \\ d_{m,i}/d_m & d_{m,i}/d_m < 0.4 \end{cases} \tag{2.15}$$

Mehrkorn Geschiebetransport nach HUNZIKER (1995)

Für Geschiebetransport von Korngemischen schlägt HUNZIKER (1995) eine fraktionierte Transportformel mit integrierter 'Hiding'-Funktion zur Berücksichtigung der Interaktionen unterschiedlicher Kornfraktionen vor (HUNZIKER UND JÄGGI 2002). Die dimensionslose Geschiebetransportrate Φ_i wird zu:

$$\Phi_i = \beta_i 5\left[\varphi_i\left(\theta'_{dms} - \theta_{cr,dms}\right)\right]^{1.5} \tag{2.16}$$

mit

$$\theta_{cr,dms} = \theta_{cr}\left(\frac{d_m}{d_{ms}}\right)^{1/3}, \tag{2.17}$$

wobei β_i der Gewichtsanteil der Kornfraktion *i* ist. θ'_{dms} ist die transportwirksame dimensionslose Sohlschubspannung bezogen auf den massgebenden Korndurchmesser der Austauschschicht (d_{ms}) und bereits um den Einfluss von Formrauheit reduziert. $\theta_{cr,dms}$ ist entsprechend die kritische dimensionslose Sohlschubspannung einer Mischung bezogen auf d_{ms}. Die 'Hiding'-Funktion φ_i berücksichtigt die Interaktion der unterschiedlichen Kornfraktionen und ist definiert zu:

$$\varphi_i = \left(\frac{d_{m,i}}{d_{ms}}\right)^{-\alpha} \tag{2.18}$$

mit

$$\alpha = 0.011\left(\theta'_{dms}\right)^{\delta} - 0.3, \tag{2.19}$$

wobei $d_{m,i}$ der repräsentative Korndurchmesser der Kornfraktion *i* ist. Die Potenz δ wurde durch Hunziker mittels Regressionsanalyse zu $\delta = -1.5$ bestimmt. In numeri-

schen Modellen wird diese Grösse als Kalibrierungsgrösse für Mehrkorntransport eingesetzt.

Begriff des Gleichgewichts

Unter dem Gleichgewichtszustand eines Flussabschnitts mit Geschiebetransport wird verstanden, dass unter konstanten hydraulischen Bedingungen sämtliches von oberstrom eingetragenes Geschiebe durch den Abschnitt befördert wird und unterstrom wieder ausgetragen wird, ohne dass dabei die Kornverteilung verändert wird. Das Längsprofil der mittleren Sohlenlage und die morphologische Grundcharakteristik bleiben dabei unverändert.

In Gerinneabschnitten mit ausgeprägten morphologischen Strukturen wie z. B. in verzweigten Gerinnen kommt es auch bei einer ausgeglichenen Nettobilanz des ein- und ausgetragenen Geschiebes bei gleichbleibendem mittleren Längsprofil zu Veränderungen der morphologischen Struktur (Umlagerungen von Bänken und verzweigten Gerinnen). Man spricht dann von einem 'dynamischen Gleichgewicht'.

Effektive Gleichgewichtszustände können nur in physikalischen und numerischen Modellversuchen nach sehr langer Versuchszeit bei konstanten Versuchsbedingungen erreicht werden. Auf solchen idealen Zuständen basieren die meisten gebräuchlichen, empirischen Geschiebetransportansätze.

In der Natur kann sich kein eigentliches Gleichgewicht gemäss obiger Definition einstellen, weil die für das Geschiebe massgebenden Hochwasserabflüsse instationär und nur von verhältnismässig kurzer Dauer sind und der Geschiebetransport entsprechend zeitlich stark variiert.

Untersuchungen von DE VRIES (1966) am Niederrhein in den Niederlanden haben ergeben, dass die Fortpflanzungsgeschwindigkeit von Sohlenunebenheiten (z. B. Dünen) im Vergleich zur Ausbreitungsgeschwindigkeit von Hochwasserwellen um den Faktor 10^5 kleiner ist. Der Geschiebetransport ist demnach einer gewissen Trägheit unterworfen und führt deshalb nicht zu einer sofortigen Anpassung des Geschiebegleichgewichts. Dies wiederum kann auch bedeuten, dass die Morphologie oder ein mittleres Längsprofil nicht sofort infolge Hochwasserganglinien aus dem 'Gleichgewicht' gerät.

Auch wenn es das eigentliche Gleichgewicht in Natur streng genommen nicht gibt, ist der Begriff des Gleichgewichts in der Theorie und Praxis weit verbreitet. Damit ist aber vielmehr ein mittlerer, nahezu gleichbleibender Zustand über eine lange Zeitdauer gemeint, der sich für regelmässig auftretende, bettbildende Hochwasserabflüsse ein-

stellt. Wird die Geometrie lokal verändert, so passen sich die lokalen Bedingungen wieder an den übergeordneten, mittleren Zustand an und streben das 'Gleichgewicht' an. Lokale Veränderungen der Morphologie, die hydraulisch bedingt sind, wie z. B. die Versatzbildung in einer lokalen Aufweitung, laufen verhältnismässig schnell ab. Dazu genügen wenige massgebende Hochwässer. Ändert aber eine äussere Randbedingung massgebend (z. B. Abfluss oder Geschiebeaufkommen), so wird sich auch dieser übergeordnete mittlere Zustand verändern und neu einstellen (neues 'Gleichgewicht'). Dies geschieht z. B. über Parallelerosion und Parallelauflandung oder über eine Rotationserosion um einen lokalen Fixpunkt. Solche weitreichende Sohlenveränderungen benötigen viele grössere Hochwässer und dauern Jahrzehnte.

In dieser Arbeit ist mit dem Begriff 'Gleichgewicht' in Anwendung auf theoretische Überlegungen, auf Laborversuche mit stationären Bedingungen und auf vereinfachte, fiktive Rechenbeispiele das effektive Gleichgewicht mit ausgeglichener Nettobilanz gemeint. In Anwendung auf Praxisbeispiele mit natürlichen, instationären Bedingungen ist mit 'Gleichgewicht' ein mittlerer, nahezu gleichbleibender Zustand über eine lange Zeitdauer im obigen Sinn gemeint.

2.2.5 Randschubspannungsverteilung

Vereinfachte Gleichgewichtsbetrachtung

Eine gleichmässige Verteilung der Randschubkraft T nach Gleichung (2.2) über den benetzten Umfang P in einem Fliessquerschnitt ergibt die mittlere (Index m) Randschubspannung

$$\frac{T}{P} = \tau_{\mathrm{m}} = \rho g \frac{A}{P} J = \rho g R J \,. \tag{2.20}$$

In kompakten Profilen lässt sich die Randschubspannung vereinfachend unterteilen in eine mittlere Böschungsschubspannung τ_{wm} und eine mittlere Sohlschubspannung τ_{bm} (Abb. 2.5). Die lokalen Effekte der Sekundärströmung werden dabei gleichmässig verteilt. Die Summe aller Schubspannungskräfte über den benetzten Umfang ergibt wiederum die totale Randschubkraft T, bestehend aus der totalen Sohlschubkraft T_{b} und der totalen Wandschubkraft T_{w}:

$$T = T_{\mathrm{b}} + T_{\mathrm{w}} = \tau_{\mathrm{bm}} P_{\mathrm{b}} + \tau_{\mathrm{wm}} P_{\mathrm{w}} \,. \tag{2.21}$$

Die integrierten Randschubspannungen je Teilbereich werden oft auch als prozentuale Schubkraft %SF (engl: percentage shear force) angegeben. Dadurch wird erkennbar,

welcher Anteil der gesamthaft verfügbaren Randschubspannung in einem Querschnitt über die Sohle ($\%SF_b$) und damit für Geschiebetransport zur Verfügung steht, und welcher Anteil über die Böschung ($\%SF_w$) abgetragen wird:

$$\%SF_b = 100 \times \frac{\tau_{bm} P_b}{T}; \quad \%SF_w = 100 \times \frac{\tau_{wm} P_w}{T}. \tag{2.22}$$

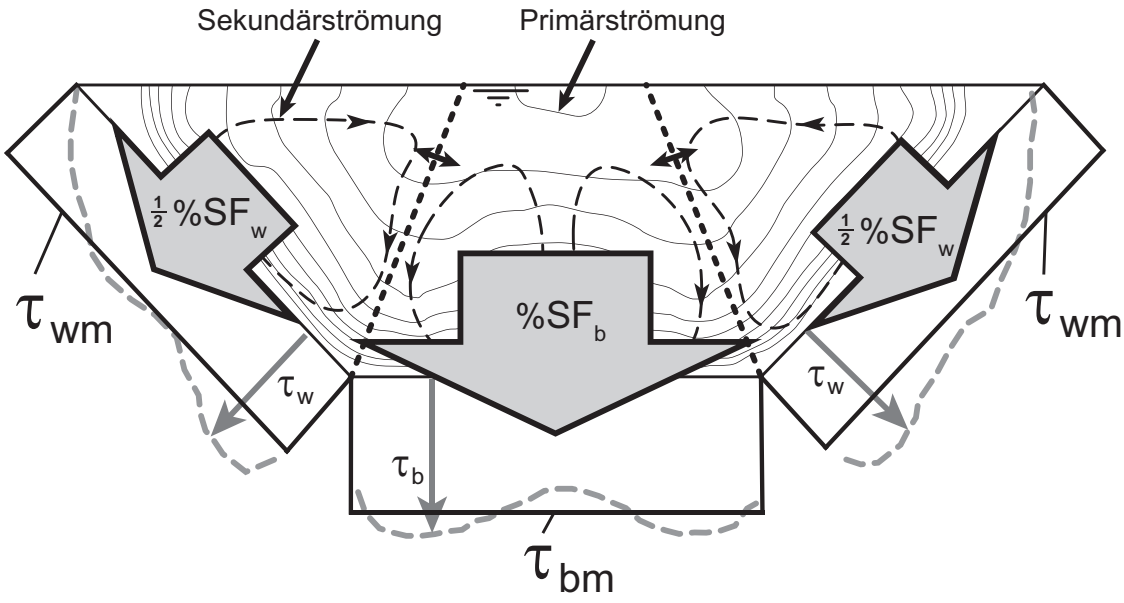


Abb. 2.5 Vereinfacht werden die effektiven Randschubspannungen τ_b und τ_w der einzelnen Teilbereiche als mittlere Schubspannung τ_{bm} und τ_{wm} interpretiert und mit $\%SF_b$ und $\%SF_w$ prozentual zur totalen Randschubkraft T angegeben. Aus TOMINAGA ET AL. (1989) abgeändert.

Einfluss der Sekundärströmung

Die effektive Randschubspannungsverteilung ist abhängig von der Profilform, vom Rauheitsverhältnis und schliesslich von der Anordnung der Sekundärströmungszellen (vgl. Abschnitt 2.2.1). Sie weicht lokal von der mittleren Sohlschubspannung ab. Abb. 2.6 zeigt beispielhaft für ein Trapezprofil die gemessene Geschwindigkeitsverteilung (in Hauptströmungsrichtung), die lokale Randschubspannung auf der Sohle und der Böschung sowie andeutungsweise die Anordnung von Sekundärströmungszellen (TOMINAGA ET AL. 1989).

Die lokalen Randschubspannungen im Böschungsfussbereich werden durch die Neigung der Böschung beeinflusst (TOMINAGA ET AL. 1989). Die Sohlschubspannungen in der Nähe der Böschung nehmen mit abnehmender Böschungsneigung zu. Die Böschungsschubspannungsverteilung wird umso heterogener, je stärker die Böschung

geneigt ist. Die maximale Wandschubspannung in einem Rechteckkanal liegt bei $z \approx 0.6h$. Mit flacherer Böschung verschiebt sich dieses Maximum gegen den Böschungsfuss hin. Abb. 2.7 zeigt die Sohl- und Wandschubspannung für einen glatten Rechteckkanal und für einen Trapezkanal mit um 32° geneigter Böschung. Auf die Sekundärzellen im mittleren Gerinnebereich hat die Böschungsneigung keinen wesentlichen Einfluss (BLANCKAERT ET AL. 2010).

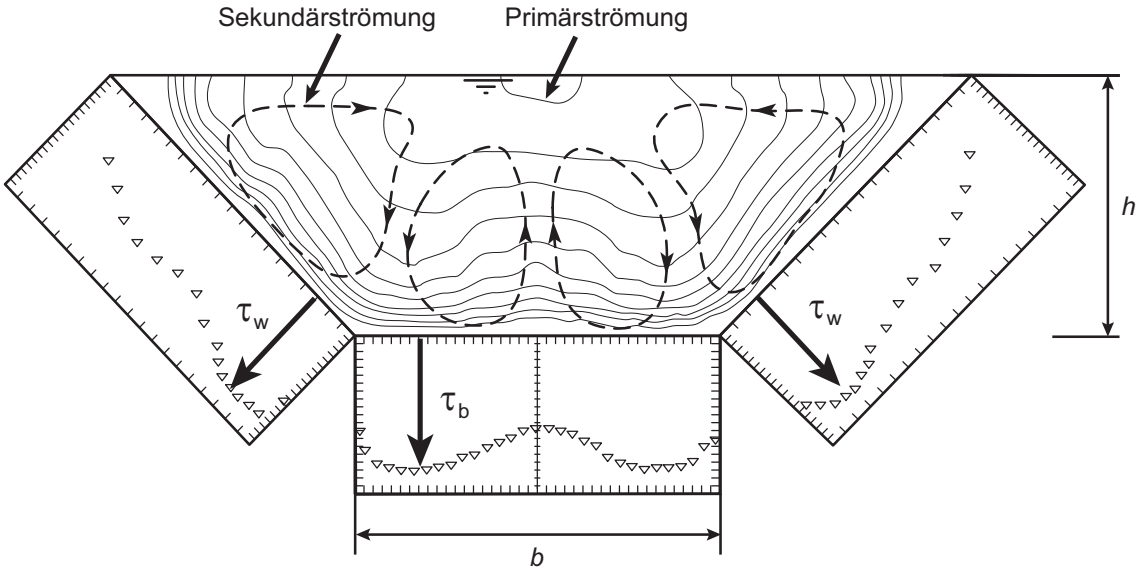


Abb. 2.6 Geschwindigkeits- und Randschubspannungsverteilung in einem Trapezprofil mit Andeutung der Sekundärströmungszellen (TOMINAGA ET AL. 1989).

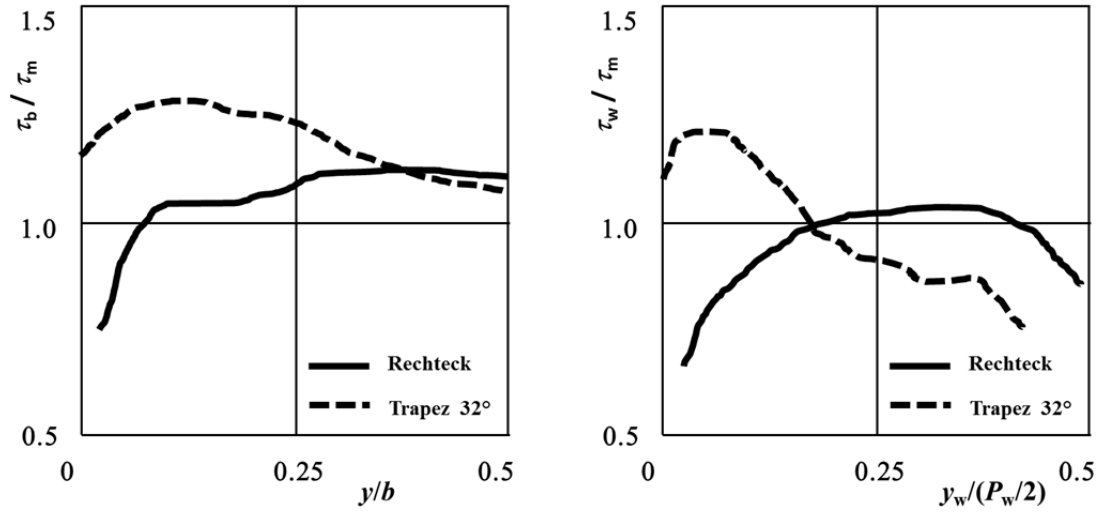


Abb. 2.7 Vergleich der Randschubspannung in einem Rechteckprofil und einem Trapez (Böschungswinkel: 32°) für die Sohle (links) und die Böschung (rechts); y/b = 0 entspricht dem Böschungsfuss, y/b = 0.5 der Gerinnemitte;

y_w ist die Koordinate entlang der geneigten Böschung ausgehend vom Böschungsfuss, $y_w/(P_w/2) = 0$ entspricht dem Böschungsfuss, $y_w/(P_w/2) = 0.5$ ist der höchste noch benetzte Punkt auf der Böschung. Aus Ergebnissen von TOMINAGA ET AL. (1989).

Überblick über analytische und empirische Berechnungsansätze

Ein einfacher, weit verbreiteter analytischer Ansatz zur Bestimmung der mittleren Böschungs- und Sohlschubspannung geht auf EINSTEIN (1942) zurück. Er unterteilt den Fliessquerschnitt in zwei seitliche Wandbereiche und einen zentralen Sohlenbereich, wobei die Energieliniengefälle in allen drei Bereichen gleich sind. Dabei wird angenommen, dass die Trennlinien zwischen den Bereichen senkrecht zu den Isotachen (Linien gleicher Geschwindigkeiten) stehen und dadurch keine Reibung übertragen wird. Der genaue Verlauf der Trennlinien ist nicht bekannt resp. nur aus Isotachenbildern ableitbar. YANG & LIM (1997) erarbeiten aufbauend auf der Idee von Einstein einen analytischen, impliziten Ansatz, womit der Verlauf der Trennlinien zur Unterteilung der drei Querschnittsbereiche und damit auch die Aufteilung in Böschungs- und Sohlschubspannung bestimmt wird. GUO & JULIEN (2005) schlagen einen Ansatz für glatte Rechteckkanäle vor, der in zusätzlichen Termen auch die Sekundärströmungen berücksichtigt. Um die analytischen Gleichungen explizit zu lösen, greifen die Autoren auf empirische Korrekturfaktoren zurück.

Verschiedene Autoren veröffentlichten Berechnungsansätze zur Bestimmung der prozentualen Sohl- und Böschungsschubkraft basierend auf experimentellen Untersuchungen an Rechteck- und Trapezquerschnitten für unterschiedliche Rauheitskombinationen. Die meisten gehen von glatten, einige auch von rauen Rändern aus, jeweils mit einheitlicher Rauheit im ganzen Querschnitt (CRUFF (1965), GHOSH & ROY (1970), MYERS (1978), NOUTSOPOULOS & HADJIPANOS (1982) oder KNIGHT ET AL. (1984) für Rechteckquerschnitte und FLINTHAM & CARLING (1988) oder YUEN (1989) für Trapezquerschnitte). ANSARI ET AL. (2011) zeigen, dass für alle Rechteck- und Trapezprofile mit homogen verteilter Randrauheit (glatt oder rau) eine Beziehung zwischen $\%SF_b$ resp. $\%SF_w$ und der Profilrelation P_b/P_w besteht.

Experimentelle Daten für Profile mit heterogen verteilter Rauheit sind kaum in der Literatur zu finden. Untersuchungen darüber gibt es in KNIGHT (1981) für Rechteckprofile mit rauer Sohle und glatter Wand, in KNIGHT ET AL. (1992) für Trapezprofile mit rauen Böschungen und glatter Sohle und in FLINTHAM & CARLING (1988) für Tra-

pezprofile mit gänzlich rauen Rändern, wobei entweder Böschung und Sohle gleich rau waren oder die Sohle eine grössere Rauheit aufwies als die Böschungen.

Systematische experimentelle Studien zu Sohlschubspannungsverteilungen in unterschiedlichen Profilen, die sämtliche Rauheitskombinationen umfassen, also auch raue Zustände mit einer Böschungsrauheit, die grösser ist als die der ebenfalls rauen Sohle, sind in diesem Zusammenhang nicht bekannt.

KNIGHT ET AL. (1992) erarbeiteten eine verallgemeinerte Beziehung für Rechteck- und Trapezprofile mit variablen Böschungsneigungen und heterogen verteilter Rauheit. Sie vereint die Erkenntnisse aus KNIGHT (1981), KNIGHT ET AL. (1984) und FLINTHAM & CARLING (1988).

Andere Autoren berechnen mit Hilfe von numerischen Methoden die Randschubspannungsverteilung. DE CACQUERAY ET AL. (2009) bestimmen die Randschubspannungsanteile in glatten Rechteckprofilen durch Lösen der analytischen Gleichungen aus GUO & JULIEN (2005), wobei sie auf empirische Korrekturfaktoren verzichten. DE CACQUERAY ET AL. (2009) vergleichen die Resultate mit experimentellen Untersuchungen von KNIGHT ET AL. (1984) und kommen zum Schluss, dass der prozentuale Sohlschubspannungsanteil gut mit den Gleichungen aus GUO & JULIEN (2005) berechnet werden kann und dass der Einfluss der Sekundärströmung in sehr kompakten Gerinnen gering, aber nicht vernachlässigbar ist. Weiter postulieren sie, dass der Verlauf der Seperationslinien zwischen seitlichem und zentralem Bereich für die Bestimmung der mittleren Sohlschubspannung nicht entscheidend ist. ANSARI ET AL. (2011) verallgemeinerten die Untersuchung von DE CACQUERAY ET AL. (2009) auf das Trapezprofil mit unterschiedlichen Böschungsneigungen, Profilrelationen und Rauheitskombinationen. Ihnen gelingt es, mit systematischen Modellierungen unter Einbezug der Methode nach GUO & JULIEN (2005) den Effekt der Sekundärströmung zu quantifizieren (vgl. Abschnitt 'Quantifizierung des Einflusses der Sekundärströmung', Seite 31). Das Augenmerk lag dabei auf der Abhängigkeit von den drei Grössen Böschungsneigung, Profilrelation und Rauheitsverhältnis.

Approximation nach EINSTEIN (1942)

Ein einfacher, weit verbreiteter analytischer Ansatz von EINSTEIN (1942) zur Bestimmung der mittleren Böschungs- und Sohlschubspannung unterteilt den Fliessquerschnitt in zwei Böschungs- und einen Sohlenbereich. Für die mittlere Sohl- und Böschungsschubspannungen sind nur die Abflussquerschnitte resp. die hydraulischen Radien der Teilbereiche massgebend. Es wird angenommen, dass die Geschwindigkeiten und Ener-

gieliniengefälle in allen Teilbereichen gleich sind, und dass die Trennlinien zwischen den Bereichen senkrecht zu den Isotachen (Linien gleicher Geschwindigkeiten) stehen und dadurch keine Reibung übertragen wird. Einstein macht keine Aussage über den exakten Verlauf der Trennlinie.

Der hydraulische Sohlenradius R_b zur Bestimmung der mittleren Sohlschubspannung wird nach Gleichung (2.23) bestimmt[1]. R_b berücksichtigt den Böschungseinfluss in kompakten Gerinnen durch Gewichtung der unterschiedlichen Rauheitskoeffizienten $k_{St,i}$ mit den entsprechenden benetzten Umfängen P_i.

$$R_b = \frac{A}{k_{St,b}^{3/2}\left(\frac{P_w}{k_{St,w}^{3/2}} + \frac{P_b}{k_{St,b}^{3/2}}\right)} \tag{2.23}$$

Die Berechnung der mittleren Sohlschubspannung τ_{bm} erfolgt dann mit

$$\tau_{bm} = \rho g R_b S_f . \tag{2.24}$$

Unterscheiden sich die Rauheitskoeffizienten innerhalb des Querschnitts nicht, d.h. handelt es sich um eine homogen verteilte Rauheit, so reduziert sich Gleichung (2.23) zu $R_b = A/(P_w + P_b) = A/P = R$.

Approximation nach KNIGHT ET AL. (1992)

Ausgehend von vielen experimentellen Datensätzen parametrisierten KNIGHT ET AL. (1992) die empirische Beziehung in Gleichung (2.25). Sie ist für strömenden Abfluss in glatten und rauen Trapezprofilen mit homogen und heterogen aufgeteilter Rauheit und für unterschiedliche Böschungsneigungen gültig. Sie wird als neues Berechnungsverfahren von der Landesanstalt für Umweltschutz Baden-Württemberg empfohlen (LFU 2002) und ist detailliert in DITTRICH (1998) ausformuliert.

$$\%SF_w = C_{sf} e^{\alpha} ; \quad \%SF_b = 100 - \%SF_w \tag{2.25}$$

mit

$$C_{sf} = 1.0 \qquad \text{für } P_b/P_w < 6.546 \tag{2.26}$$

[1] Gleichung (2.23) resultiert durch Gleichsetzung der beiden mittleren Geschwindigkeiten des Gesamtabflussquerschnitts (Gleichung (2.6) mit $k_{St} = k_{St,m}$ aus Gleichung (2.8)) und des Sohlenabflussquerschnitts (Gleichung (2.6) mit $R = R_b$ und $k_{St} = k_{St,b}$). Die mittlere Geschwindigkeit des Gesamtabflussquerschnitts wird mit Gleichungen und berechnet, die des Sohlenabflussquerschnitts mit Gleichung (2.6), wobei anstelle von R und k_{St} der unbekannte reduzierte hydraulische Sohlenradius R_b und der Reibungskoeffizient für die Sohle $k_{St,b}$ eingesetzt werden.

$$C_{sf} = 0.5857\left(P_b / P_w\right)^{0.28471} \qquad \text{für } P_b/P_w \geq 6.546 \tag{2.27}$$

und mit

$$\alpha = -3.23\log_{10}\left[\left(P_b / \left(P_w C_2\right)\right) + 1.0\right] + 4.6052, \tag{2.28}$$

wobei

$$C_2 = 1.5 \qquad \text{für homogen verteilte Rauheit} \tag{2.29}$$

$$C_2 = 1.5\left(k_{s,w} / k_{s,b}\right)^{0.2115} \qquad \text{für rauere Wände } (k_{s,w} > k_{s,b}) \tag{2.30}$$

$$C_2 = 1.5\left(k_{s,w} / k_{s,b}\right)^{0.203} \qquad \text{für glattere Wände } (k_{s,w} < k_{s,b}). \tag{2.31}$$

Mit Gleichungen (2.2) und (2.22) lässt sich die mittlere Sohlschubspannung bestimmen mit:

$$\tau_{bm} = \frac{\left(100 - \%SF_w\right)}{100} \frac{1}{P_b} \rho g A J \,. \tag{2.32}$$

Es gilt hier anzumerken, dass die Beziehung in Gleichung (2.30) und (2.32) für heterogen verteile Rauheit nur aufgrund von wenigen Experimenten zustande gekommen ist. In den beiden heterogenen Experimenten mit $k_{s,w} > k_{s,b}$ war die Sohle jeweils glatt ausgebildet. KNIGHT ET AL. (1992) stellten in ihren Untersuchungen allgemein fest, dass der Effekt der Sekundärströmung auf die Sohlschubspannungsverteilung grösser ist als auf die tiefengemittelte Geschwindigkeit.

Die Knight-Approximation wird in Abschnitt 4.3 weiteren Approximationen gegenüber gestellt.

Approximation nach GUO & JULIEN (2005)

GUO & JULIEN (2005) leiteten für die Bestimmung der mittleren Sohl- und Wandschubspannung in glatten, rechteckigen Profilen zwei Approximationen her. Die erste Approximation berücksichtigt in Anlehnung an EINSTEIN (1942) lediglich die gravitativen Effekte, die zweite Approximation ergänzt erstere mit pauschalen Korrekturfakto-

ren. Damit werden einerseits den Effekten der Sekundärströmung und andererseits den Reibungsverlusten entlang der Separationslinien zwischen den unterschiedlichen Abflussbereichen Rechnung getragen.

Die Bestimmung der mittleren Sohlschubspannung durch die erste Approximation ohne Berücksichtigung von Sekundärströmungen lautet

$$\frac{\tau_{bm}}{\rho g h J} = \frac{4b}{\pi^2 h} \sum_{n=1}^{\infty} \left((-1)^n \frac{\varepsilon^{2n-1} - 1}{(2n-1)^2} \right) \tag{2.33}$$

mit $\varepsilon = \exp(-\pi\, h/b)$.

Die zweite Approximation mit pauschalen Korrekturfaktoren lautet

$$\frac{\tau_{bm}}{\rho g h J} = \frac{4}{\pi^2} \tan^{-1} e^{\frac{-\pi h}{b}} + \frac{\pi h}{4b} e^{\frac{-h}{b}}. \tag{2.34}$$

Die Guo & Julien-Approximation wird in Abschnitt 4.3 weiteren Approximationen gegenüber gestellt.

Quantifizierung des Einflusses der Sekundärströmung

ANSARI ET AL. (2011) untersuchten mit systematischen numerischen Simulationen und der Implementierung der analytischen Gleichungen (2.33) und (2.34) von GUO & JULIEN (2005) den Einfluss der Sekundärströmung auf die mittlere Sohlschubspannung. Mit den numerischen Methoden wurden die analytischen Guo-Julien-Gleichungen vollständig ohne empirische Korrekturfaktoren gelöst. Für den untersuchten Datensatz wurden das b/h-Verhältnis, die Böschungsneigung α und die Sohlenrauheit $k_{s,b}$ variiert ($2 < b/h < 48$; $30° < \alpha < 90°$; $0.0015 < k_{s,b} < 0.4$ mm). Die Böschung wurde in jedem Fall als glatt angenommen ($k_{s,w} = 0.0015$ mm). Die Resultate zeigen folgendes (Abbildung 11 in ANSARI ET AL. (2011)): Die Böschungsneigung wird erst bei kompakten Gerinnen massgebend ($b/h < 8$). Dann wird der Einfluss der Sekundärströmung umso grösser, je flacher die Böschungsneigung ist, wobei sich für $\alpha < 40°$ der Einfluss nicht mehr verstärkt. Bei noch kompakteren Profilen nimmt der Einfluss der Sekundärströmung weiter zu. Interessanterweise nimmt im Gegensatz dazu bei GUO & JULIEN (2005) die Differenz zwischen den beiden Ansätzen mit und ohne Berücksichtigung der Sekundärströmung bei sehr kompakten Profilen wieder ab.

Rauheitskombinationen mit rauerer Böschung als Sohle haben ANSARI ET AL. (2011) nicht untersucht. Für diesen Fall kann von verstärktem Einfluss der Sekundärströmung ausgegangen werden (vgl. Abschnitt 2.2.1).

Zusammenfassung

Seit mehreren Dekaden wurden Versuche unternommen, die Verteilung der Randschubspannung in prismatischen Profilen zu quantifizieren. Wie die Literatur bestätigt, ist die Wissenschaft noch heute uneins, welche Ansätze sich am besten eignen. Ein wichtiger Grund dafür liegt darin, dass die Schubspannung als Grösse nicht direkt messbar ist.

Eine Zusammenstellung diverser Ansätze für die Berechnung der Sohlschubspannungsverteilung sowie ein Überblick über eine Auswahl an experimenteller Datensätze machten KHODASHENAS ET AL. (2008). Sechs ausgewählte Berechnungsmethoden wurden mit experimentellen Daten verglichen. Alle Ansätze hatten ihre Vor- und Nachteile und eigneten sich für bestimmte Konstellationen mehr oder weniger. Ein favorisierter Ansatz, der für alle Profilrelationen, Rauheitskombinationen und Profilformen einsetzbar ist, wurde auch von diesen Autoren nicht ausgemacht.

ANSARI ET AL. (2011) zeigten, dass der Einfluss der zusätzlichen Terme für die Berücksichtigung der Sekundärströmung nur in Profilen mit $b/h < 8$ massgebend wird.

Zur Frage, ob die Berücksichtigung der Sekundärströmung im Hinblick auf Geschiebetransport überhaupt relevant wird, vergleichen OMRAN & KNIGHT (2010) experimentelle Daten mit Berechnungen nach der Methode von KNIGHT & SHIONO (1990) mit. Sie stellten fest, dass trotz genauerer Berücksichtigung der Sekundärströmungen in der Hydraulik die Geschiebetransportraten aus den experimentellen Versuchen nicht besser vorausgesagt werden konnten. Ihre Begründung dafür liegt in den begrenzten Möglichkeiten der empirischen Geschiebetransportformeln. Noch limitierter sind die empirischen Geschiebetransportberechnungen in Naturbeispielen, da im Gegensatz zu den Laborversuchen der Geschiebeeintrag und Geschiebeaustrag sowie die genaue Zusammensetzung in Abhängigkeit der Zeit nicht gemessen werden kann. Entsprechend dürfte in Naturbeispielen die Berücksichtigung der Sekundärströmung von noch weit geringerer Bedeutung sein hinsichtlich der Voraussage der Geschiebetransportprozesse. Deshalb wird die Sekundärströmung in dieser Arbeit im Weiteren vernachlässigt.

Als allgemeine Annäherung für sämtliche Profile scheint der universelle Ansatz von Einstein gute Dienste zu leisten. Er liefert für Rechteck- und Trapezprofile, für unterschiedlichste Profilrelationen und für unterschiedlichste Rauheitskombinationen plausible Resultate in der Grössenordnung der übrigen Ansätze. Die geringen Abweichungen gründen auf unterschiedlichen Separationslinien der Einflussflächen innerhalb des Abflussquerschnitts.

2.3 Flussaufweitungen

2.3.1 Funktion und Ziele

Eine lokale, symmetrische Flussaufweitung lässt sich in die drei Hauptbereiche Oberwasserkanal (L_{OW}), Aufweitung (L_A) und Unterwasserkanal (L_{UW}) aufteilen mit der Kanalbreite b_K und der Aufweitungsbreite b_A (Abb. 2.8). Dazwischen liegen der Erweiterungsbereich (L_E) mit Erweiterungswinkel α_E und der Verengungsbereich (L_V) mit Verengungswinkel α_V.

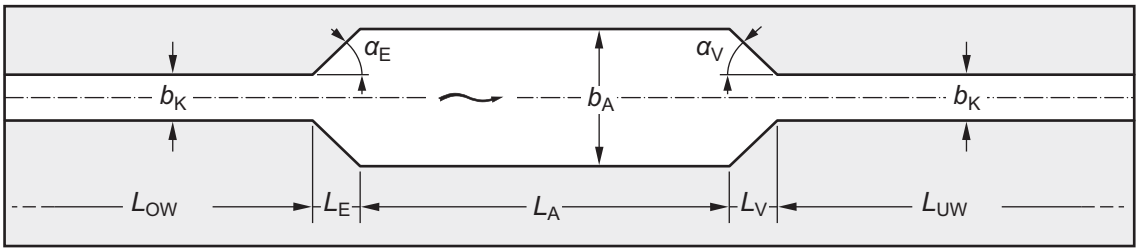


Abb. 2.8 Definitionsskizze einer lokalen, symmetrischen Aufweitung.

Flussaufweitungen haben sich als wichtiges Instrument des naturnahen Wasserbaus etabliert. An sie werden vielseitige, hohe und teils gegensätzliche Ansprüche gestellt, die bei neuen Projekten allesamt erfüllt werden sollen. Die Zielsetzungen im Zusammenhang mit der Realisierung von Flussaufweitungen lassen sich in flussbauliche, ökologische und gesellschaftliche Hauptaspekte unterteilen. Alle drei Hauptaspekte stehen in engem Zusammenhang mit dem Leitsatz des Bundes: Mehr Raum den Fliessgewässern (BAFU 2000).

Aus ***flussbaulicher*** Sicht haben lokale Aufweitungen eine die Gerinnesohle stabilisierende Funktion. Ihre Aufgabe ist es, an Stelle von künstlichen Sohlenfixpunkten (z. B. Schwellen oder Blockrampen) eine Gefällestufe zu überwinden und dabei die Flusssohle innerhalb des übergeordneten Längsprofils zu stabilisieren. Unter Umständen, wenn eine Aufweitung genügend lang ist, kann im Oberwasser einer Aufweitung mit verminderten Erosionen oder mit Auflandungen gerechnet werden. Dadurch kann einer kontinuierlichen Sohleneintiefung (z. B. aufgrund eines übergeordneten Geschiebedefizits) entgegen gewirkt werden.

Ist in einem Flussabschnitt die Abflusskapazität für bestimmte Hochwasserschutzziele nicht gegeben, kann diese durch lokales Aufweiten des Abflussquerschnitts erhöht werden. Dazu ist aber eine sorgfältige Abschätzungen der Hydraulik und des Geschiebeaufkommens notwendig. Es muss sichergestellt werden, dass langfristig keine unzu-

lässig grossen Geschiebeablagerungen in der Aufweitung auftreten, welche die Abflusskapazität wieder beeinträchtigen. Diese hydraulische Massnahme benötigt ein konsequentes Monitoring, um ihre Funktion auch über längere Zeit zu gewährleisten.

Mit einer Flussaufweitung können Geschiebeablagerungen auch bewusst in Kauf genommen werden. Sie hat dann die Funktion eines Geschiebesammlers, der regelmässig entleert werden muss. Ein entsprechendes Beispiel ist die Aufweitung 'Chli Gäsitschachen' an der Linth. Diese Aufweitung dient unter anderem auch als vorgezogener Geschieberückhalt und ermöglicht einen ökologisch verträglicheren Materialabtrag mit geringerem Aufwand im Vergleich zu den bisherigen Unterwasser-Baggerungen im ökologisch sensiblen Mündungsdelta im Walensee.

Bei sehr grossem Geschiebeaufkommen kann eine lokale Flussaufweitung auch als temporärer Zwischenspeicher dienen und die Geschiebeganglinie abschwächen, ähnlich wie die Funktion eines Sees bei Hochwasserganglinien. Diese Pufferwirkung kann bei Massnahmen zur Reaktivierung von Geschiebe bedeutend werden.

Aus ***ökologischer*** Sicht sollen durch eine Aufweitung auendynamische Prozesse initiiert, Pionierhabitate gebildet und Lebensraum für auentypische Arten geschaffen werden (ROHDE 2005). Der Fluss erhält lokal mehr Raum, wodurch die Möglichkeit zur dynamischen Eigenentwicklung auentypischer Habitatverhältnisse und zu einer grösseren Strukturvielfalt gegeben ist. Die Gerinnemonotonie kann damit punktuell aufgelöst werden. Trotz ihrer lediglich lokalen Anordnung sind Aufweitungen Teil des gesamten Fliessgewässersystems. Durch die genannten Habitatverbesserungen kann sich im Sinne des sogenannten Trittstein-Konzepts (LANUV 2011) grundsätzlich eine Erholung der Bestandswerte im gesamten Flusslauf ergeben. Gelingt es, mit Aufweitungen eine Gefällestufe zu überwinden, wird dadurch im Gegensatz zu starren Absturzbauwerken oder steilen Blockrampen die Längsvernetzung von Habitaten verbessert (z. B. Fischdurchgängigkeit). Dennoch ist zu beachten, dass in stark durch Schwall- und Sunkerscheinungen geprägten Flussabschnitten Aufweitungen trotz ihrer verbesserten Strukturvielfalt zu Fischfallen werden können (KIRCHHOFER & BREITENSTEIN 2010). Liegt der Schwallpegel über und der Sunkpegel unter dem mittleren Sohlenniveau der Aufweitung, kann dieses binnen Minutenfrist trockengelegt und Lebewesen darin gefangen werden.

Als dritter Aspekt sind die ***gesellschaftlichen Bedürfnisse*** an öffentlichem Erholungsraum nicht zu unterschätzen. Durch Aufwertungsmassnahmen soll der Fluss einen

gesteigerten Erholungswert bieten und für den Menschen zugänglich und damit erlebbar sein.

Das Fernziel des Grundsatzes "Mehr Raum den Fliessgewässern" wäre, dem Fluss seinen zustehenden Raum wieder zurück zu geben. Dieses Idealziel ist in den wenigsten Fällen umsetzbar, da Siedlungsräume und Infrastrukturbauten innerhalb des 'zustehenden Raums' liegen. Deshalb wird dem Fluss zumindest lokal mehr Raum zurückgegeben. Die verfügbare Breite hängt meist vom Platz ab, sowie von den gegenwärtigen Eigentumsverhältnissen und vorhandenen Finanzen. Es gilt, das richtige Mass zwischen optimaler flussbaulicher Breite, verfügbarer Breite und minimaler ökologisch erforderlicher Breite zu finden.

Für eine korrekte Dimensionierung von Flussaufweitungen sind klare Ziele notwendig, die auch ebenso klar kommuniziert werden sollen: Wird eine Flussaufweitung primär aus Hochwasserschutzgründen oder aus ökologischen Gründen realisiert? Eine Aufweitung als flussbauliche Massnahme sollte aber wenn immer möglich die ökologische Funktion grundsätzlich verbessern. Während die ökologischen und gesellschaftlichen Aufwertungsziele bereits nach kurzer Zeit beurteilt werden können, bedarf es zum Erreichen der flussbaulichen Ziele eines meist grösseren Zeithorizonts, da für morphologische Veränderungen eine bestimmte hydraulische Belastungsintensität von genügend langer Dauer gegeben sein muss. Die Einschätzung der flussbaulichen Wirkung ist zudem komplex und durch viele Faktoren beeinflusst. Mit sorgfältigen Abklärungen und weiteren Forschungstätigkeiten gilt es zu verhindern, dass die beabsichtigten flussbaulichen Wirkungen verfehlt werden oder gar nachteilig ausfallen. Eine umfangreiche Zusammenstellung wesentlicher Forschungsarbeiten im Kontext mit Aufweitungen geben AUFLEGER ET AL. (2012). Sie erläutern auch Möglichkeiten der morphodynamischen Modellierung und Bemessung von Aufweitungen. Einen Überblick über die bisherigen Erfahrungen mit der Aufweitung von Fliessgewässern in der Schweiz gibt HUNZIKER (2012).

Bezüglich der Wirkungsweise einer lokalen, maschinell erstellten, vollständig ausgeräumten Flussaufweitung muss zwischen den rein hydraulischen und den morphologischen Aspekten unterschieden werden.

2.3.2 Hydraulische Prozesse

Die Fragestellung nach rein hydraulischen Prozessen in einer lokalen, maschinell erstellten, vollständig ausgeräumten Flussaufweitung unter Annahme einer unveränderba-

ren, festen Sohle stellt sich z. B. bei starren Kanalbauwerken oder eingedämmten Flussläufen, deren abgepflästerte Sohle infolge der hydraulischen Belastung nicht aufgerissen werden kann und in welchen ausser vernachlässigbar geringen Geschiebemengen durch seitliche Zuflüsse grundsätzlich kein Geschiebe transportiert wird (z. B. Seeausfluss). Die darin ablaufenden hydraulischen Prozesse lassen sich anhand einer vereinfachten Aufweitungsgeometrie und einer eindimensionalen Gerinnehydraulik für stationäre Abflüsse nach Abb. 2.9 erläutern.

Bei Normalabfluss in einem geraden Kanal verlaufen die mittleren Längsprofile des Wasserspiegels, der Energielinie und der Sohle parallel. Durch eine Aufweitung wird dieser Zustand verändert.

Unter Annahme eines konstanten Sohlengefälles, das in der Aufweitung gleich wie im Kanal ist, und unter Annahme eines strömenden Abflusszustands liegt in der Aufweitung aufgrund der grösseren Breite eine kleinere Normalabflusstiefe vor als im Kanal. Die Wasserspiegeldifferenz zwischen der Normalabflusstiefe im Kanal und derjenigen in der Aufweitung wird durch eine Senkkurve überwunden, die sich im Kanal einstellt. Im Einlauf zur Aufweitung kommt es infolge der Senkkurve und der anschliessenden seitlichen Ausbreitung des Abflusses zu einer Beschleunigung und einer Absenkung des Wasserspiegels. Durch die erhöhten Fliessgeschwindigkeiten in der Querschnittserweiterung entstehen grössere Verluste. Die mittlere Energiehöhe nimmt ab. Aufgrund der grosszügigen Platzverhältnisse innerhalb der Aufweitung steht über die Breite betrachtet für denselben Abfluss ein grösserer Abflussquerschnitt zu Verfügung. Die mittlere Geschwindigkeit und die kontinuierlichen Reibungsverluste werden stark reduziert.

Die Verengungsstrecke am Ende der Aufweitung im Übergang von der Aufweitung zum Kanal führt zu einem Rückstau. Der Wasserspiegel wird soweit angehoben, bis der Abfluss die lokalen Verluste in der Verengung überwinden und mittels Beschleunigung die Normalabflussgeschwindigkeit des Kanals erreichen kann. Durch die Beschleunigung gleicht sich der Wasserspiegel von oben her an den Normalabflusswasserspiegel im Kanal unterstrom der Aufweitung an.

Als Folge dieser Wasserspiegelanhebung und reduzierter Fliessgeschwindigkeit am Ende der Aufweitung wird der Abfluss in der Aufweitung zurück gestaut. Der Normalabfluss in der Aufweitung wird dadurch von unten eingestaut. In einer kurzen Aufweitung kann der Rückstau bis zum Aufweitungsbeginn reichen, so dass es in der Aufweitung nie zu Normalabflussverhältnissen kommt.

Werden der Wasserspiegel und die Energielinie in der Aufweitung mit der Situation ohne Aufweitung verglichen, so zeigt sich, dass diese im Zulaufkanal und im oberen Bereich der Aufweitung tiefer zu liegen kommen. Am unteren Ende der Aufweitung kommt der Wasserspiegel aufgrund der geringen Geschwindigkeit höher zu liegen als ohne Aufweitung. Die Energielinie liegt an keiner Stelle höher als für die Situation mit Kanalströmung ohne Aufweitung.

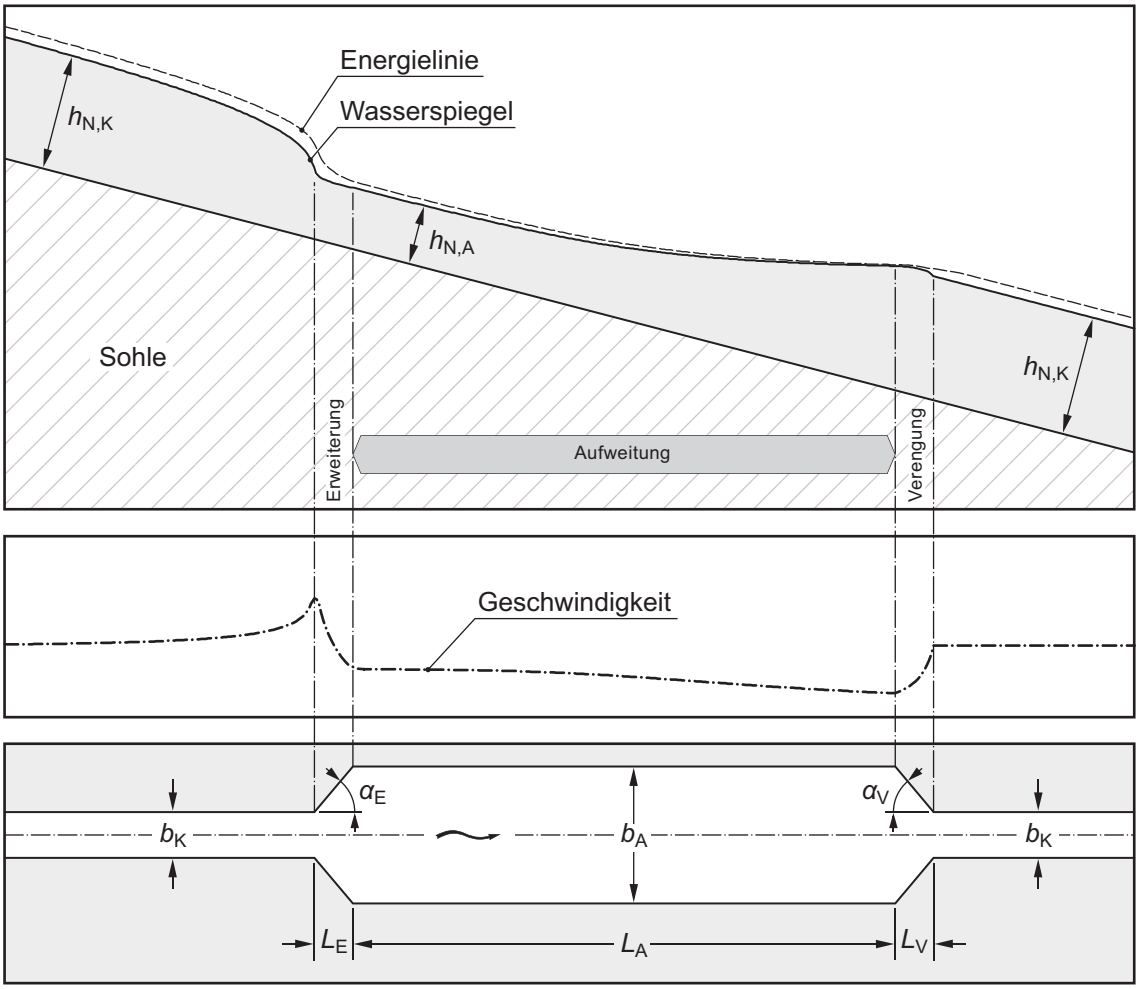


Abb. 2.9 Prinzipskizze des Wasserspiegel-, Energielinien- (oben) und Geschwindigkeitsverlaufs (Mitte) in einer Flussaufweitung (unten) bei konstantem Sohlengefälle und strömenden Normalabflussverhältnissen im Kanal (Sohlen-, Wasserspiegel- und Energielinienverlauf stark überhöht).

Die Auswirkung von Flussaufweitungen und Deichrückverlegungen auf Hochwasserabflüsse, Wasserspiegellage und Ganglinienverlauf in der Aufweitung sowie ober- und unterstrom davon wurden von GILLI (2010) mit numerischen stationären und instationären Modellierungen untersucht. Die Untersuchung beschränkt sich auf rein hydraulische Prozesse ohne Geschiebetransport und auf Flachlandflüsse mit einem Gefälle von 0.01%. Entsprechend erstrecken sich die untersuchten Aufweitungen über mehrere

Kilometer. Im Fall von Hochwasserganglinien konnte gezeigt werden, dass die Aufweitung im Unterwasser zu durchgehend kleineren Durchflussscheitel führt. Entsprechend wird die Abflusstiefe im Unterwasser reduziert. Gilli konnte auch zeigen, dass eine Aufweitung bei steil ansteigenden Hochwasserganglinien die Abflussspitze stärker dämpfen und den Wasserspiegel mehr reduzieren kann als eine flache Hochwasserwelle. In den meisten Fällen eignet sich eine Aufweitung bei eingeschränkten Platzverhältnissen mit limitierter Länge und Breite hinsichtlich Hochwasserschutz nicht als wirkungsvoller Retentionsraum.

2.3.3 Morphologische Prozesse

Im Fall von Geschiebetransport über eine bewegliche Sohle werden die morphologischen Prozesse massgebend. Diese entwickeln sich als Folge von veränderten hydraulischen Bedingungen und führen zu veränderten morphologischen Gegebenheiten.

Die Entwicklung der mittleren Sohlenlage in einer lokalen, maschinell erstellten Aufweitung unter Annahme einer beweglichen Sohle und einer ausgeschöpften Geschiebetransportkapazität ist in Abb. 2.10 veranschaulicht. Aus der Interaktion von Strömungsverhältnisse und morphologische Entwicklung strebt das Gesamtsystem nach dem Einbau einer Flussaufweitung einen veränderten Gleichgewichtszustand an. Der Einfluss von Länge, Breite, sowie von Aufweitungs- und Verengungswinkel auf die morphologischen Prozesse und die Sohlenlage innerhalb der Aufweitung wurden in Laborversuchen untersucht (HUNZINGER 1998). Für die Sohlenanhebung im Oberwasser, die Ablagerungsmächtigkeit innerhalb der Aufweitung und die Kolkbildung unmittelbar unterstrom der Aufweitung macht HUNZINGER (1998) Bemessungsvorschläge.

Es wird grundsätzlich zwischen langen und kurzen Aufweitungen unterschieden. Eine Aufweitung wird als lang bezeichnet, wenn die Fliessstrecke genügend lang ist, dass sich Normalabfluss und somit ein steileres Gleichgewichtsgefälle als im ursprünglichen Kanal einstellen kann. Die Sohle im Oberwasser wird entsprechend um Δz_b angehoben. Die Grenzlänge einer Aufweitung lässt sich alleine durch die beiden geometrischen Grössen Kanalbreite b_K und Aufweitungsbreite b_A bestimmen. Sowohl in langen als auch in kurzen Aufweitungen führt der grössere Abflussquerschnitt zu vorübergehend geringerer Geschiebetransportkapazität und folglich zu Geschiebeablagerungen. Der Auflandungsprozess in der Aufweitung hält so lange an, bis sich ein neues, an die Geometrie angepasstes Gleichgewichtsgefälle einstellt und die Geschiebetransportkapazität ausreicht, um sämtliches eingetragene Geschiebe in das Unterwasser weiter zu verfrachten (t_{end} in Abb. 2.10). Während der Ablagerungsphase in der Aufweitung kommt es im

Unterwasser zu einem vorübergehenden Geschiebedefizit und folglich zu einer Eintiefung der Gerinnesohle (t_1 in Abb. 2.10). Das unterwasserseitige Geschiebedefizit ist umso grösser, je grösser das Verhältnis zwischen Ablagerungsvolumen in der Aufweitung und eingetragener Geschiebefracht ist. Je nachdem, wie lange das Geschiebedefizit im Unterwasser anhält und wie weit sich die Gerinnesohle eintieft, kann es sein, dass dadurch eine Anhebung der Sohle im Oberwasser verunmöglicht wird oder es auch im Oberwasser zu einer – wenn auch reduzierten – Eintiefung kommt. Führt das Geschiebedefizit im Unterwasser zwischen der Aufweitung und dem nächstfolgenden Sohlenfixpunkt zu einer Rotationserosion, so ist die Lage der Sohle von der Entfernung des nächstgelegenen unterwasserseitigen Sohlenfixpunkte abhängig (vgl. Abb. 2.12). In kurzen Aufweitungen bildet sich in der aufgeweiteten Strecke kein Normalabfluss aus, und das sich einstellende Gefälle bleibt kleiner als ein mögliches, der Breite entsprechendes Gleichgewichtsgefälle. Das Geschiebedefizit im Unterwasser ist nur von kurzer Dauer, so dass es nicht zu grossräumiger Erosion kommt.

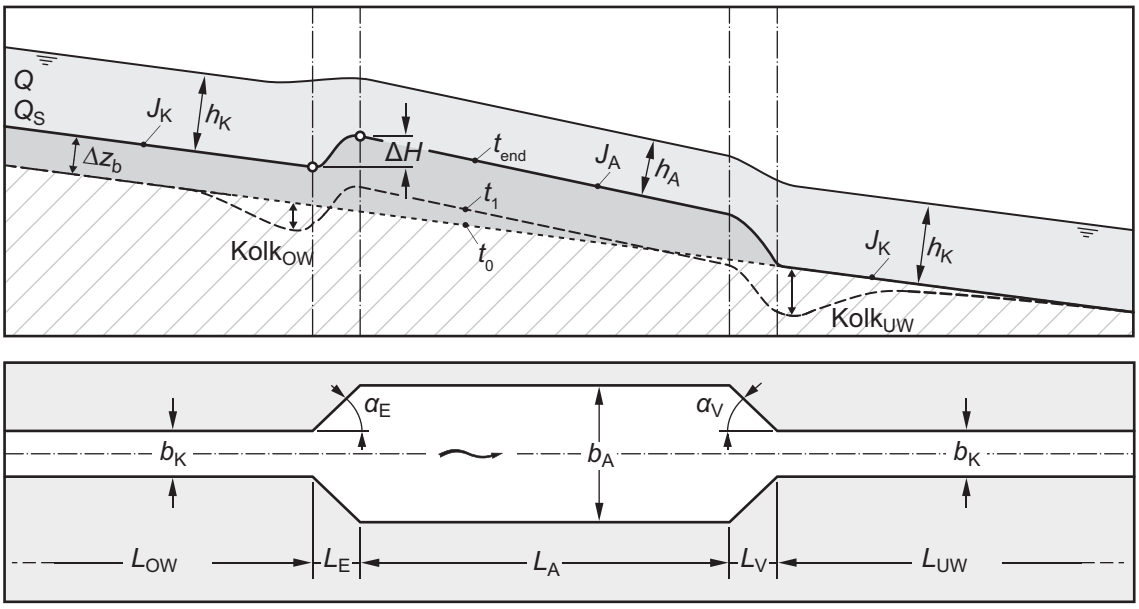


Abb. 2.10 Definitionsskizze einer Aufweitung (unten) und schematische Darstellung der zeitlichen Sohlenentwicklung im Längsprofil (oben).

2.3.4 Versatzbildung im Übergang von Kanal zu Aufweitung

In einer lokalen Gerinneaufweitung führt der grössere Abflussquerschnitt zu vorübergehend geringeren Geschiebetransportkapazitäten und folglich zu Geschiebeablagerungen. Diese Ablagerungen führen zur Bildung eines Versatzes in der Sohle (Abb. 2.10). HUNZINGER (1998) definiert die Versatzhöhe *s* im letzten Querschnitt des Oberwasser-

kanals (Abb. 2.11). Die Versatzhöhe *s* ist die Differenz zwischen den gedanklich verlängerten mittleren Sohlenlagen aus dem Oberwasserkanal und aus der Aufweitung. Die Sohlen werden je mit dem entsprechenden mittleren Längsgefälle bis in den Definitionsquerschnitt extrapoliert. Diese Definition hat den Nachteil, dass sie stark von der Bestimmung des mittleren Längsgefälles im Kanal und der Aufweitung abhängen, die in Laborversuchen und noch mehr in Naturbeispielen sehr schwierig zu bestimmen sind. Eine andere Definition des Sohlenversatzes ΔH berücksichtigt die absolute Differenz zwischen Versatzhoch- und Versatztiefpunkt (BERCHTOLD 2005). Darin bezeichnen die beiden Punkte die minimale und maximal mittlere Sohlenlage kurz vor dem Versatz (üblicherweise im letzten Profil des Oberwasserkanals) und am Ende des Versatzes (vgl. Abb. 2.10). Der Nachteil dieser Definition liegt in den lokalen Kolkphänomenen, die in die Berechnung der Versatzhöhe eingehen. Der Vorteil liegt in der eindeutigeren Bestimmung.

Die eigentliche Versatzbildung ist primär ein hydraulisches Phänomen. Stellt sich sowohl in der Aufweitung als auch in den Strecken ober- und unterstrom davon Normalabfluss ein, ergibt sich mit den Normalabflusstiefen, Normalabflussgeschwindigkeiten und dem Energielinienverlauf die Sohlenlage und somit die Versatzhöhe. Die hydraulisch bedingte Versatzhöhe ergibt sich aus der Differenz der spezifischen Energie oberhalb und unterhalb der Querschnittsveränderung abzüglich der durch die Querschnittsveränderung verursachten Verlusthöhe. Da die Normalabflussgrössen direkt vom Abflussquerschnitt abhängen, hat das Breitenverhältnis einen entscheidenden Einfluss auf das Mass der Versatzhöhe. Je grösser das Breitenverhältnis, umso grösser fällt die Versatzhöhe aus (HUNZINGER 1998).

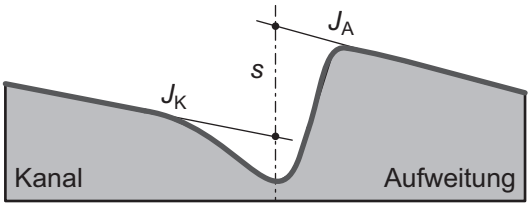


Abb. 2.11 Versatzhöhe s in der Erweiterung nach HUNZINGER (1998).

Die Ausbildung des Ablagerungskörpers und der Versatzhöhe in einer Aufweitung und folglich die Wirkung auf die ober- und unterhalb liegenden Flussabschnitte ist von diversen geometrischen aber auch morphologischen Randbedingungen abhängig. In REQUENA ET AL. (2005) sind die Einflüsse einiger Grössen ausgehend von numerischen und gestützt auf die physikalischen Modellversuche unter stationären Randbedingungen

von HUNZINGER (1998), VAW (2004) und BERCHTOLD (2005) zusammengestellt. Diskutiert werden die Einflüsse von:

- Breitenverhältnis $\beta = b_A / b_K$ zwischen dem aufgeweiteten und nicht aufgeweiteten Abflussquerschnitt,
- Transportauslastung des Flussabschnitts infolge des übergeordneten Geschiebehaushalts,
- Länge L_A der Aufweitung und
- Entfernung der Aufweitung zum flussabwärts gelegenen Sohlenfixpunkt.

Wie im Rahmen der Machbarkeitsstudie zur Revitalisierung des Ticino (VAW 2004) erkannt wurde, gibt es auch einen Zusammenhang zwischen dem übergeordneten Geschiebehaushalt und der Versatzhöhe in einer Aufweitung. Ein solcher Zusammenhang konnte in physikalischen Modellversuchen ansatzweise bestätigt werden (BERCHTOLD 2005). Darin wurde aufgezeigt, dass mit geringerer Geschiebezufuhr bei gleich bleibendem Abfluss – d.h. bei grösserem Geschiebedefizit – die Versatzhöhe zunimmt. Im Fall einer reduzierten übergeordneten Geschiebetransportauslastung wird die primär hydraulisch bedingte Versatzhöhe um einen durch das Geschiebedefizit bestimmten Betrag vergrössert.

Die Versatzhöhe alleine sagt also noch nichts über die absoluten Lagen des Versatzhoch- und Versatztiefpunkts aus. Diese werden einerseits durch die lokalen Systemanpassungen, bedingt durch die Geometrie, andererseits aber auch durch übergeordnete Anpassungen des Systems bestimmt. Die absolute Lage des Versatzhochpunkts wird unter anderem durch die Länge der Aufweitung bestimmt. Je länger eine Aufweitung und damit die Strecke mit einem Sohlengefälle steiler als im übrigen Kanal ist, umso grösser fällt die Sohlenhebung am oberen Ende der Aufweitung gegenüber der ursprünglichen Sohlenlage aus, und umso höher kommt auch der Versatzhochpunkt zu liegen. Die Lage des Versatztiefpunkts ergibt sich einerseits aus der Lage des Versatzhochpunkts abzüglich der Versatzhöhe, andererseits ist sie aber auch vom übergeordneten Geschiebehaushalt abhängig. Bei einem allgemeinen Geschiebedefizit kann unter Umständen der zu Beginn der Versatzbildung entstandene Kolk nicht wieder aufgefüllt werden, und der Versatztiefpunkt kommt in diesen Kolk zu liegen.

Die grundsätzliche Sohlenentwicklung und Versatzbildung wird mit numerischen Simulationen durch EL KADI (2006) bestätigt. Zur Verifizierung der Modellgüte eines eindimensionalen numerischen Modells wurden diverse Testfälle berechnet, teilweise rein

theoretische, fiktive Beispiele, teilweise basierend auf Messdaten von Laborversuchen. Unter anderem wurde auch eine lokale Aufweitung berechnet, wobei keine Laborversuche zu Grunde lagen. Die Geometrie und Ausgangslage war den Versuchen von HUNZINGER (1998) sehr ähnlich. Auch die Entwicklung der mittleren Sohle und die Entstehung der Kolke stimmen mit den gemachten Beobachtungen von Hunzinger sehr gut überein.

2.3.5 Numerische Untersuchung dynamischer Sohlenentwicklung

SIVIGLIA ET. AL. (2008) machten mit einem eindimensionalen mathematischen Modell systematische Berechnungen der dynamischen Entwicklung einer exemplarischen Aufweitungsstrecke in einem Kanal und zeigten in Abhängigkeit des Abflusszustands (strömen / schiessen) die Sedimentausbreitung entlang der Flussachse. Die Autoren veränderten primär den Fliesszustand ($0.5 < \mathbf{Fr} < 1.5$) sowie das Breitenverhältnis zwischen Kanal und Aufweitung ($0.3 < b_K/b_A < 0.9$) und beobachteten die Veränderung des mittleren Längsprofils. Sie stellten fest, dass sich die Ablagerungen ausgehend von der Erweiterung recht symmetrisch sowohl stromauf- als auch stromabwärts fortpflanzten und die maximalen Ablagerungshöhen im Erweiterungsquerschnitt auftraten. Was die Abhängigkeit von **Fr** anbelangt, wurde erkannt, dass sich die Ablagerung bei strömendem Abflusszustand ($\mathbf{Fr} < 1$) schneller und weiter nach ober- und unterstrom ausbreitet, deren Mächtigkeit aber ihr Maximum im Erweiterungsbereich bei grossen Froude-Zahlen und somit schiessendem Abfluss erreicht. Diese grundsätzlichen Beobachtungen sind vergleichbar mit denen aus den Arbeiten von LISLE ET AL. (1997), LISLE ET AL. (2001) oder CUI & PARKER (2005). Die Ablagerungen werden auch durch das Breitenverhältnis beeinflusst. Je extremer der Breitenunterschied zwischen Kanal und Aufweitung ist, desto mächtiger sind die Ablagerungen im Übergangsbereich und desto grösser wird der Ablagerungsvolumenanteil im Kanal. SIVIGLIA ET AL. (2008) stellten also fest, dass im kompakten Kanal mit grosser Sediment-Transportkapazität nicht wie zu erwarten wäre Erosionen auftreten, sondern ausgeprägte Ablagerungen, wie sie auch in der aufgeweiteten Strecke vorhanden sind. Werden die Resultate der VAW-Laborversuche den Ergebnissen von SIVIGLIA ET AL. (2008) für vergleichbare Froude-Zahlen gegenübergestellt, zeigen sich deutliche Unterschiede in der Ausbreitung der Ablagerungen. In den physikalischen Modellversuchen wurde keine Ausbreitung nach oberstrom beobachtet, wie sie von SIVIGLIA ET AL. (2008) modelliert wurden. Der Fokus der Untersuchung von SIVIGLIA ET AL. (2008) lag mehr auf der Froude-Zahl und dem Breitenver-

hältnis, jener der VAW-Versuche mehr auf dem übergeordneten Geschiebehaushalt (Erosionszustand).

Ein weiteres Fallbeispiel wurde durch LEON ET AL. (2009) analysiert. Im Mittleren Rio Grande in New Mexico ist ein ungefähr 15 km langer Abschnitt deutlich breiter (durchschnittlich 229 m) als ober- und unterhalb davon (durchschnittlich 46 m). Die Gefälleentwicklung der breiten und schmalen Abschnitte wurde über eine mehrjährige Periode analysiert und modelliert. Die mittleren Gefälle gleichen sich langfristig einem Gleichgewichtsgefälle an. Dieser Prozess konnte mit einem numerischen Modell nachmodelliert werden. Dabei machen die Autoren eine interessante Erkenntnis zur Abflussmodellierung: Der Verlauf der Gefälleentwicklung über 20 Jahre hinweg, einmal mit der effektiv gemessenen instationären Abflussganglinie modelliert und einmal mit einem stationären mittleren Jahresabfluss modelliert, ergaben einen gut übereinstimmenden Entwicklungsverlauf. Diese Erkenntnisse wurden für einen Sandfluss ($d_{50} \approx 0.25$ mm) mit einem mittleren Kanalgefälle von 0.5‰ gemacht. Sie lassen sich nicht ohne weiteres auf Kiesflüsse übertragen.

2.3.6 Entwicklung der Sohlenlage bei Geschiebedefizit

Nur wenige Flussabschnitte im voralpinen Bereich befinden sich hinsichtlich des Geschiebeaufkommens in einem Gleichgewichts- oder gar Auflandungszustand. Die meisten Flussabschnitte und insbesondere die kanalisierten Flussläufe weisen ein Geschiebedefizit auf und befinden sich im Erosionszustand. Gerade für diese Abschnitte sind viele hochwasserschutzbedingte Projekte vorgesehen, die unter anderem auch aus ökologischen Überlegungen lokale Gerinneaufweitungen vorsehen.

Die Ablagerungsentwicklung in der Aufweitung (Versatzbildung) ist ein temporärer Auflandungsprozess, der unabhängig vom übergeordneten Geschiebehaushalt stattfindet und primär hydraulisch bedingt ist. Dieser Auflandungsprozess führt bei genügend breitem Abflussquerschnitt zu einer veränderten Gerinnemorphologie, bei sehr breiten Gerinnen z. B. zu einer verzweigten Morphologie. Eine Aufweitung wirkt durch das Zurückhalten von Geschiebe als temporärer Sedimentspeicher. Je nach Verlauf einer Hochwasserganglinie kann diese Pufferwirkung im Unterwasser zu einer Abschwächung eines Geschiebeüberschusses oder aber auch zu einer Verstärkung eines Geschiebedefizits führen. Langfristig gesehen ist im Fall eines übergeordneten Geschiebedefizits auch die Aufweitung und die darin entstandene Gerinnemorphologie der generellen Rotationserosion (Abb. 2.12) resp. bei weit entferntem Fixpunkt der allgemeinen Parallelerosion unterworfen. Bei Erosion hat ein verzweigtes Gerinne weniger aktive Teilge-

rinne als im Gleichgewichts- oder Auflandungszustand (MARTI 2006). Im Extremfall konzentriert sich der Abfluss auf ein tief eingeschnittenes Einzelgerinne. Damit würde die ökologisch wertvolle Strukturvielfalt verloren gehen.

In zwei fiktiven Beispielen simulierte HUNZINGER (1998) die mittlere Sohlenentwicklung infolge einer maschinell erstellten Aufweitung mit dem numerischen 1D-Programm *MORMO* (HUNZIKER 1995; SCHILLING & HUNZIKER 1995) und verglich sie mit der Sohlenentwicklung für den Kanal ohne Aufweitung. In beiden Beispielen wird von einem ausgeglichenen Längsprofil ausgegangen, dessen Gefälle dem Gleichgewichtsgefälle des Kanals für einen bestimmten Abflusszustand entspricht. Im ersten Beispiel wurde der Geschiebeeintrag aus dem Oberwasser auf ein Viertel des Gleichgewichtseintrags reduziert. Der lokale Versatz in der Erweiterung entwickelte sich aufgrund des hydraulischen Zustands. Die übergeordnete Entwicklung der Gerinnesohle hingegen war der vom unteren Modellrand ausgehenden Rotationserosion unterworfen (Abb. 2.12). Die Aufweitung konnte die Sohlenerosion im Oberwasser nicht vollständig verhindern, jedoch im Vergleich zur Erosion im Fall ohne Aufweitung nach gleich langer Prozessdauer reduzieren. Im zweiten Beispiel wurde von einem latenten Erosionszustand ausgegangen. Das Geschiebedefizit entsprach demjenigen aus dem ersten Beispiel, die Sohle jedoch wies zusätzlich eine ausgeprägte Deckschicht aus und war bei Normalabflussbedingungen trotz Geschiebedefizit nicht erodierbar. Aufgrund der starken Beschleunigung auf die Aufweitung zu, konnte die Deckschicht im Oberwasser aufgerissen und infolge der Rückwärtserosion Material mobilisiert werden. Dieses wurde analog den oben beschriebenen Prozessen in der Aufweitung abgelagert (Abb. 2.13). Im Oberwasser stellte sich ein neues, dem Unterschichtmaterial entsprechendes flacheres Gleichgewichtsgefälle ein. Im Unterwasser hingegen blieb die Sohlenlage unverändert, da die Deckschicht nicht erodiert wurde.

Im Zusammenhang mit einer Machbarkeitsstudie zu einer lokalen Aufweitung des Ticino bei Cugnasco (VAW 2004) wurde mittels numerischer Berechnungen die langfristige Sohlenentwicklung untersucht und gegenüber den Laborversuchen und den numerischen Modellierungen von HUNZINGER (1998) eine abweichende Sohlenentwicklung festgestellt worden.

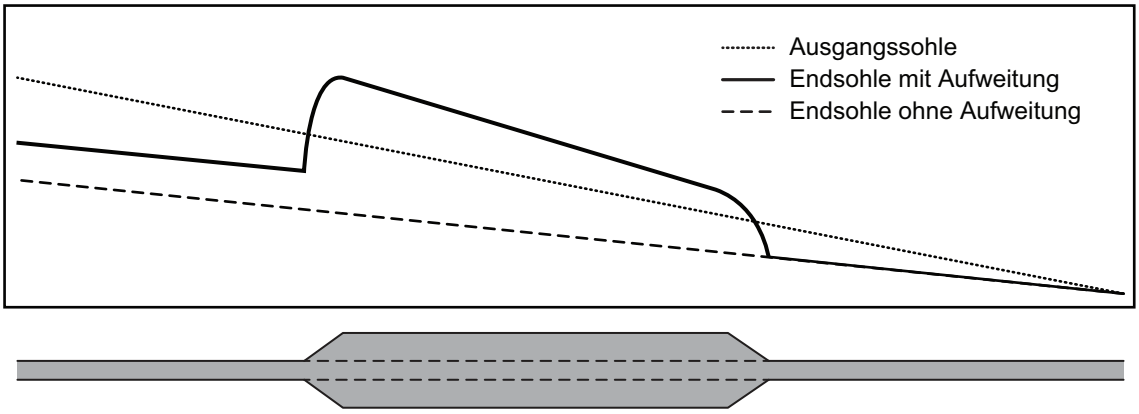


Abb. 2.12 Skizze der Sohlenentwicklung im Beispiel 1 für die Situation mit und ohne Aufweitung. Ausgangslage: Gleichgewichtszustand (Kanal). Starkes Geschiebedefizit (nach HUNZINGER 1998).

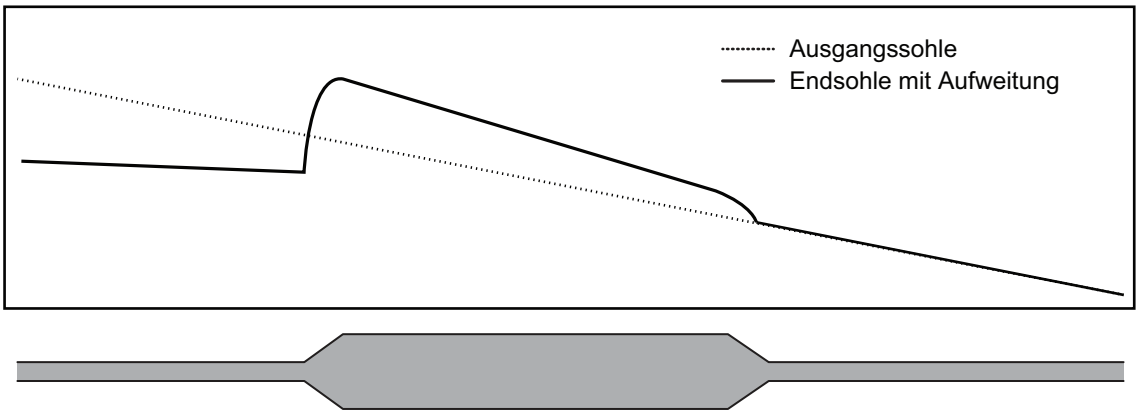


Abb. 2.13 Skizze der Sohlenentwicklung im Beispiel 2 für die Situation mit Aufweitung. Ausgangslage: Gleichgewichtszustand (Kanal). Starkes Geschiebedefizit und Deckschicht (latente Erosion) (nach HUNZINGER 1998).

Der Ticino weist im Vergleich zur theoretisch vorhandenen Geschiebetransportkapazität eine um 15 bis 20% reduzierte Geschiebezufuhr auf. Mittels numerischer Berechnungen wurde erkannt, dass eine maschinell erstellte Aufweitung im heutigen Zustand des Ticino mit einem deutlichen übergeordneten Geschiebedefizit die Sohlenerosion ober- und unterhalb der Aufweitung nicht stoppen kann (VAW 2004). Im Gegenteil, die modellierte Aufweitung führt insbesondere oberstrom sogar zu einer verstärkten Eintiefung der Sohle gegenüber der modellierten Entwicklung ohne Aufweitung (Abb. 2.14).

Sowohl die Berechnungen von HUNZINGER (1998) als auch die Simulationen des Ticino (VAW 2004) zeigen, dass die übergeordnete Gerinneeintiefung aufgrund eines defizitären Geschiebetransports nicht gestoppt werden kann. Die Untersuchung am Ticino deuten sogar darauf hin, dass die Aufweitung unter Umständen einen die Erosion verstärkenden Einfluss haben könnte. Daraus leitete sich die Hypothese ab, dass die Ent-

wicklung der Sohle und die Grösse des Sohlenversatzes in der Aufweitung und somit die Entwicklung der Sohle im Oberwasser unter anderem in Abhängigkeit zum übergeordneten Geschiebehaushalt steht und durch Deckschicht-Prozesse beeinflusst wird. Diese Abhängigkeit wurde im Rahmen einer Diplomarbeit mit physikalischen Modellversuchen bestätigt (BERCHTOLD 2005). Auf die Bedeutung der Deckschicht wurde dabei nicht eingegangen. Diese dürfte aber bei den rückschreitenden Erosionsprozessen von Bedeutung sein.

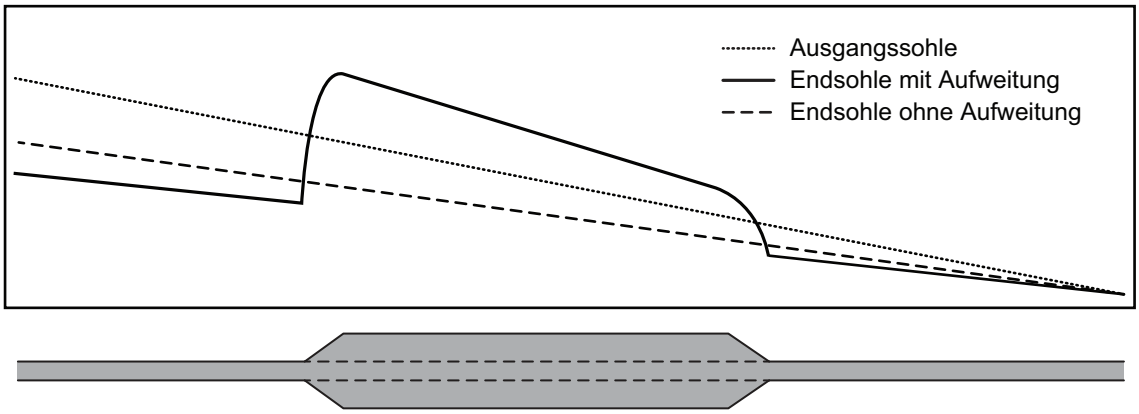


Abb. 2.14 Schematische Darstellung der Veränderung des Längsprofil für die Situation im Ticino.

In der Natur wurde eine ähnliche Sohlenentwicklung wie in den numerischen Simulationen und Laborversuchen beobachtet. Im Rahmen der Hochwasser-Ereignisanalyse 2005 (VAW 2007; BEZZOLA & HEGG 2008) sind 14 realisierte Aufweitungen an Fliessgewässern in der Schweiz untersucht worden. Die untersuchten Aufweitungen verteilen sich auf die sechs Fliessgewässer Alpenrhein, Emme, Moesa, Thur, Töss und Tresa. Dabei wurden, soweit es die Datengrundlage zuliess, die Entwicklung der Aufweitung seit ihrer Erstellung und insbesondere die Veränderung der Sohlenlage während des Hochwassers 2005 analysiert und in Relation zum übergeordneten Geschiebehaushalt gesetzt.

In den meisten Beispielen in der Natur konnten grundsätzlich ähnliche Längsprofilveränderungen wie in den Modellversuchen beobachtet werden. In den Flüssen mit einem allgemeinen Auflandungs- oder Gleichgewichtszustand wurde die Sohle oberstrom der Aufweitung tendenziell angehoben. Die Aufweitungen aber, die in einem Flussabschnitt realisiert wurden, der sich in allgemeiner Erosion befindet, konnten die übergeordnete Erosion nicht stoppen. Dort wurden oberstrom der Aufweitung während eines Beobachtungszeitraums von mehreren Jahren Sohleneintiefungen festgestellt.

Die Auswertung der Naturbeispiele deutet auf ähnliche Tendenzen hin, wie die anhand von physikalischen und numerischen Modellversuchen gemachten Aussagen bezüglich der unterschiedlichen Wirkungen von Aufweitungen bei übergeordneten Geschiebedefizit oder allgemeinem Gleichgewichtszustand. Eine wichtige Erkenntnis ist, dass das Längsprofil und der Versatz durch bettbildende Abflüsse (kleinere Hochwasser) gebildet wird und bei grösserem Hochwasser der Wasserspiegel in der Aufweitung entsprechend tiefer liegen kann als im Kanal (HUNZIKER 2012). Für eine effektive Prognose der Sohlenentwicklung ist es wichtig, instationäre Hochwasserabflüsse von kleineren und grösseren Ereignissen zu berücksichtigen.

Die Entwicklung einer lokalen Aufweitung, aber auch ihre Wirkung auf die umliegenden Flussabschnitte, ist von diversen Parametern abhängig, die sich wiederum gegenseitig beeinflussen. Es existieren keine umfassenden Bemessungsformeln zur Dimensionierung von Aufweitungen, die sowohl die lokalen geometrischen Bedingungen als auch den übergeordneten Geschiebehaushalt berücksichtigen. Letzterer scheint einen entscheidenden Einfluss auf die langfristige Entwicklung des mittleren Sohlenlängsprofils zu haben, insbesondere im Fall von einem Geschiebedefizit. Für die Berücksichtigung solcher übergeordneten Einflüsse des Geschiebehaushalts eignen sich numerische Simulationen gut.

3 Verwendete numerische Modelle

Die numerischen Modellierungen wurden mit der Software BASEMENT (BM) Version 2.3 durchgeführt (BASEMENT 2013). BASEMENT verfügt über das 1D-Modul BASEchain und das 2D-Modul BASEplane. Mit beiden Modulen können hydrodynamische Prozesse mit Ein- und Mehrkorn-Geschiebetransportprozessen simuliert werden. Die implementierten physikalischen Prozesse und numerischen Verfahren sind in einem Handbuch detailliert beschrieben (VETSCH ET AL. 2013). In diesem Kapitel wird nur auf die Themen eingegangen, die für die Arbeit von Bedeutung sind.

3.1 1D-Modell

3.1.1 Hydraulik

Im tiefengemittelten 1D-Modell wird eine Fliessstrecke axial in einzelne Querprofile aufgegliedert. Das Modell basiert auf den Saint-Venant-Gleichungen für ungleichförmigen Abfluss. Diese Gleichungen setzen sich aus der Massenerhaltung (Gleichung (3.1)) und der Impulserhaltung (Gleichung (3.2)) zusammen.

$$\frac{\partial A}{\partial t} + \frac{\partial Q}{\partial x} = q_{\text{source}} \tag{3.1}$$

$$\frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{Q^2}{A}\right) + gA\frac{\partial h}{\partial x} - gAJ + gAS_{\text{f}} = 0 \tag{3.2}$$

wobei

$\frac{\partial Q}{\partial t}$	= lokale Beschleunigung
$\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{Q^2}{A}\right)$	= konvektive Beschleunigung
$gA\frac{\partial h}{\partial x}$	= hydrostatischer Druck
gAJ	= Gewichtsterm
gAS_{f}	= Reibungsterm

Die Gleichungen sind gültig unter Annahme einer hydrostatischen Druckverteilung, einer gleichförmigen Geschwindigkeitsverteilung und eines horizontalen Wasserspiegels je Querschnitt, sowie eines geringen Längsgefälles. Zudem wird vorausgesetzt,

dass ein Normalabfluss-Widerstandsgesetz auch für instationäre Abflüsse angewandt werden kann.

Der Reibungsquellterm S_f in der Impulserhaltung (Gleichung (3.2)) lautet:

$$S_f = \frac{Q|Q|}{K^2} \quad , \tag{3.3}$$

wobei die sog. 'Conveyance' K definiert ist als

$$K = Ac_f \left(gR\right)^{1/2} . \tag{3.4}$$

Wird Gleichung (3.4) in Gleichung (3.3) eingesetzt, dann kann S_f mit $Q = u_m A$ umgeschrieben werden zu

$$S_f = \frac{u_m^2}{g\, c_f^2 R} \quad . \tag{3.5}$$

Für den Reibungswiderstandskoeffizienten c_f kann das Strickler-Widerstandsgesetz angewandt werden. Somit folgt aus Gleichungen (2.6) und (3.5)

$$c_f = k_{St} \frac{R^{1/6}}{\sqrt{g}} \quad . \tag{3.6}$$

Die mittlere Fliessgeschwindigkeit u_m kann dann geschrieben werden als

$$u_m = c_f\, u^* \quad , \tag{3.7}$$

wobei

$$u^* = \sqrt{gRS_f} \tag{3.8}$$

die Sohlschubspannungsgeschwindigkeit ist.

Die über den ganzen Querschnitt gemittelte Randschubspannung τ_m ergibt sich aus Gleichung (2.20).

Für Querschnitte mit uneinheitlicher Rauheit wird für k_{St} in Gleichung (3.6) die nach dem Horton-Einstein-Ansatz gemittelte Rauheit $k_{St,m}$ gemäss Gleichung (2.8) verwendet. Demzufolge wird für die Bestimmung der Sohlschubspannung der hydraulische Sohlenradius R_b nach Gleichung (2.23) verwendet, womit der Reibungswiderstandskoeffizient für die Sohle c_{fb} ist (Gleichung (3.9)).

$$c_{fb} = k_{St,b} \frac{R_b^{1/6}}{\sqrt{g}} \tag{3.9}$$

Daraus folgt die mittlere Sohlschubspannung τ_{bm} nach Gleichung (2.24).

Mit dem Reibungsterm S_f in der Impulserhaltung werden im 1D-Modell die Energieverluste pauschal berücksichtigt, d.h. Sohlen- und Böschungsreibung sowie innere Reibung. Folglich repräsentiert der Reibungswiderstandskoeffizient c_f nicht nur die Reibungsverluste entlang der Berandung, sondern auch innere Reibungsverluste infolge Turbulenz und sämtliche weitere auftretenden Energieverluste wie z. B. auch Sohlen- und Bankformverluste als pauschale Reibungsparameter. Die Bedeutung der Reibungswiderstandskoeffizienten unterscheidet sich vom 2D-Modell, welches auf der Basis von einzelnen Zellen aufgebaut ist und die inneren Reibungsverluste (durch Turbulenz) teilweise explizit ausweist (MORVAN ET AL. 2008).

3.1.2 Geschiebetransport

Für Einkorn-Geschiebetransport wird die MPM-Transportformel aus Gleichung (2.10) mit zwei zusätzlichen Kalibrierungsgrössen f_b und f_{bf} ergänzt und lautet:

$$q_S = f_b \frac{8\sqrt{g}}{(s-1)} \left[f_{bf} R_b S_f - \theta_{cr} (s-1) d_m \right]^{1.5} . \tag{3.10}$$

Der Geschiebetransportfaktor f_b geht direkt linear in die spezifische Transportkapazität ein und ermöglicht eine Korrektur des Vorfaktors 8, welcher durch diverse Autoren angepasst wurde.

Der Sohlenformfaktor f_{bf} ersetzt den Term $(k_{St,b}/k_{St,r})^{1.5}$ aus Gleichung (2.10), welcher die dimensionslosen Sohlschubspannung reduziert und eine Grösse für die Berücksichtigung von Sohlen- und Bankformen darstellt. Die dimensionslose kritische Schubspannung θ_{cr} (Shields-Parameter) wird, falls nicht vorgegeben, als Funktion des dimensionslosen Korndurchmessers D^* nach VAN RIJN (1984) berechnet.

Für Mehrkorn-Geschiebetransport werden angewendet (vgl. Abschnitt 2.2.4):

'MPM-multi': Fraktionierte Transportformel nach MEYER-PETER & MÜLLER (1948) erweitert durch den Ansatz von ASHIDA & MICHIUE (1971)

'MPM-H': Transportformel nach HUNZIKER (1995)

Die MPM-multi Transportformel ist die Erweiterung von Gleichung (3.10) basierend auf den Gleichungen (2.13) bis (2.15) und lautet

$$q_{S,i} = f_b \frac{8\sqrt{g}}{(s-1)} \left[f_{bf} R_b S_f - \zeta_i \theta_{cr} (s-1) d_{m,i} \right]^{1.5} . \tag{3.11}$$

Die MPM-H Transportformel basiert auf den Gleichungen (2.16) bis (2.19) und lautet nach Ergänzung durch einen weiteren Kalibrierungsfaktor δ zur Veränderung der 'Hiding'-Funktion:

$$q_{S,i} = \boldsymbol{f}_b \ \beta_i \frac{5\sqrt{g}}{(s-1)}\left[\varphi\left(\boldsymbol{f}_{bf} R S_f - \theta_{cr}\left(\frac{d_m}{d_{ms}}\right)^{1/3}(s-1)d_{ms}\right)\right]^{1.5}, \tag{3.12}$$

mit

$$\varphi = \left(\frac{d_{m,i}}{d_{ms}}\right)^{-\left(0.011\left(\theta'_{dms}\right)^{\delta}-0.3\right)}. \tag{3.13}$$

β_i = Anteil der Kornfraktion *i* in der Austauschschicht.

$d_{m,i}$ = Repräsentativer Korndurchmesser der Kornfraktion *i*

d_m = Charakteristischer Korndurchmesser der Unterschicht

d_{ms} = Charakteristischer Korndurchmesser der Austauschschicht

θ'_{dms} = Transportwirksame dimensionslose Schubspannung bezogen auf d_{ms}

Gestützt auf eine Regressionsanalyse schlägt HUNZIKER (1995) $\delta = -1.5$ vor.

3.1.3 Verwendete Randbedingungen

Am oberen Rand können für die Hydraulik eine Abflussganglinie und für den Geschiebetransport eine Geschiebeganglinie vorgegeben werden. Die Fliessgeschwindigkeit und Transportkapazität im ersten Querprofil für den momentanen Zufluss wird aufgrund des Wasserspiegels aus dem vorangehenden Zeitschritt und mittels Kontinuitätsbedingung bestimmt. Liegen im vorangehenden Zeitschritt schiessende Abflussbedingungen oder gar keine Abflusstiefe vor, so wird diese mit Hilfe eines vorgegebenen Randgefälles und einer Normalabflussberechnung iterativ bestimmt.

Am unteren Rand wird für die Hydraulik die Normalabfluss-Randbedingung eingesetzt (*h-Q* Randbedingung). Für die Abflusstiefe am unteren Rand wird mit dem lokalen Sohlengefälle oder einem vorgegebenen Randgefälle mittels Normalabflussberechnung die Abflusskapazität berechnet. Um keine grösseren Randeffekte zu generieren (Stau- oder Senkkurve), muss das Randgefälle sorgfältig gewählt werden. Dieses weicht in den meisten Fällen vom lokalen Sohlengefälle ab. Der Wasserspiegel reagiert ausgesprochen sensitiv auf eine Änderung des Randgefälles. Über die untere Randbedingung für

Geschiebetransport wird sämtliches Geschiebe, das den unteren Rand erreicht, aus dem Perimeter ausgetragen.

3.2 2D-Modell

3.2.1 Hydraulik

Im Gegensatz zum 1D-Modell liegen dem 2D-Modell strukturierte oder unstrukturierte Rechengitter mit einzelnen Drei- oder Viereck-Zellen zu Grunde, für die in jedem Zeitschritt sämtliche Berechnungen durchgeführt werden. Die Rechengitter basieren auf dem 'dual-mesh'-Ansatz mit separaten Rechengittern für die Hydraulik und den Geschiebetransport (VOLZ ET AL. 2012). Da das Modellgebiet auf einzelne Zellen diskretisiert ist, liegen für die einzelnen Zellen keine Information zur übergeordneten Geometrie vor. So ist z. B. in einer einzelnen Zelle keine Information über die lokale Gerinnebreite vorhanden. Entsprechend wird in jeder Zelle dem hydraulischen Radius die Abflusstiefe zugewiesen ($R_i = h_i$).

Abb. 3.1 zeigt den schematischen Aufbau einer Zelle mit den wesentlichen Variablen.

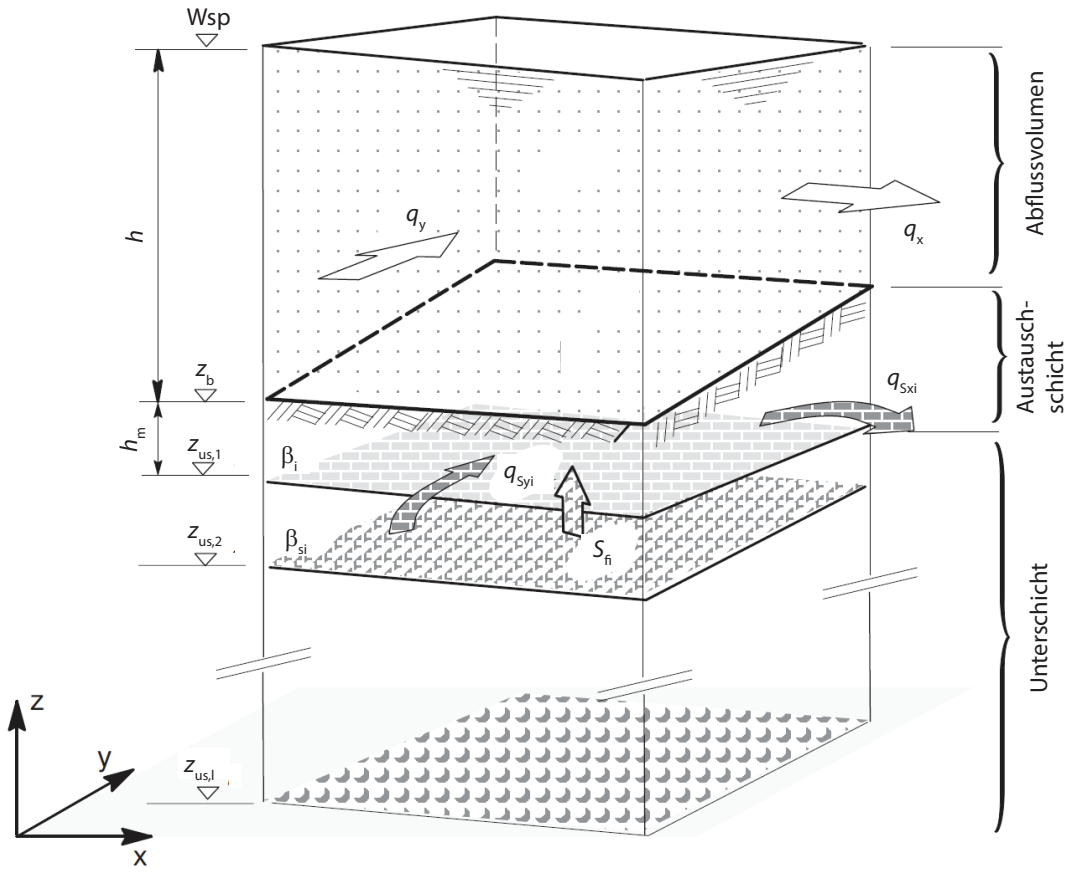


Abb. 3.1 Schematische Darstellung des Zellaufbaus im 2D-Modell, abgeändert nach FÄH 1997.

Darin bedeuten:

h_m	Dicke der Austauschschicht
Wsp	Wasserspiegel
z_b	Sohlenkote
$z_{us,l}$	Koten der einzelnen Lagen in der Unterschicht 1, 2, ..., l
q_x, q_y	Spezifischer Abfluss in *x*- und *y*-Richtung
q_{Sxi}, q_{Syi}	Spezifischer Geschiebetrieb der Kornklasse *i* in *x*- und *y*-Richtung
β_i	Prozentualer Anteil der Kornfraktion i in der Austauschschicht
β_{Si}	Prozentualer Anteil der Kornfraktion i in der aktiven Unterschicht
S_{fi}	Materialfluss zwischen Austauschschicht und Untergrundschicht.

Das 2D-Modell basiert auf den Flachwassergleichungen (Gleichung (3.14)), die durch Integration über die Abflusstiefe von den Reynolds-gemittelten Navier-Stokes-Gleichungen abgeleitet werden können (siehe z. B. in BEFFA (1994)).

$$\frac{\partial}{\partial t}\begin{pmatrix} h \\ q_x \\ q_y \end{pmatrix} + \frac{\partial}{\partial x}\begin{pmatrix} q_x \\ q_x u_x - \frac{h}{\rho}\tau_{xx} \\ q_x u_y - \frac{h}{\rho}\tau_{yx} \end{pmatrix} + \frac{\partial}{\partial y}\begin{pmatrix} q_y \\ q_y u_x - \frac{h}{\rho}\tau_{xy} \\ q_y u_y - \frac{h}{\rho}\tau_{yy} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ gh\frac{\partial}{\partial x}\zeta + \frac{\tau_{bx}}{\rho} \\ gh\frac{\partial}{\partial y}\zeta + \frac{\tau_{by}}{\rho} \end{pmatrix} = 0 \qquad (3.14)$$

mit q_x, q_y = die spezifischen Abflüsse in Haupt- (x) resp. Querrichtung (y)

u_x, u_y = die Fliessgeschwindigkeit in Haupt- (x) resp. Querrichtung (y)

τ_{bx}, τ_{by} = Sohlschubspannungen in Haupt- (x) resp. Querrichtung (y)

τ_{xx}, τ_{xy}, τ_{yx}, τ_{yy} = tiefengemittelte Reynoldsspannungen

ζ = Wasserspiegellage

Mit c_f aus Gleichung (3.6), $R = h$ und $|u| = (u_x^2+u_y^2)^{1/2}$ ergeben sich die beiden Reibungsgefälle in die unterschiedlichen Richtungen x und y zu

$$S_{fx,i} = \frac{u_x|u|}{g}\frac{1}{c_f^2 h}; \quad S_{fy,i} = \frac{u_y|u|}{g}\frac{1}{c_f^2 h} \qquad (3.15)$$

und die entsprechenden Sohlschubspannungen folgen zu

$$\tau_{bx} = \rho\frac{u_x|u|}{c_f^2}; \quad \tau_{by} = \rho\frac{u_y|u|}{c_f^2} \ . \qquad (3.16)$$

Für Normalabflussbedingungen ohne Querströmung mit $u_y = 0$ reduziert sich Gleichung (3.16) auf

$$\tau_{bx} = \rho g h S_{fx}; \quad \tau_{by} = 0 \ . \qquad (3.17)$$

Turbulenzmodell (TM)

Zur Lösung der tiefengemittelten Reynoldsspannungen (Schubspannungen infolge innerer Reibung) τ_{xx}, τ_{yy} und τ_{xy} aus den 2D-Flachwassergleichungen sind zusätzliche Gleichungen nötig, die den Zusammenhang zwischen den mittleren Strömungsgrössen und den gemittelten Ausdrücken der Schwankungsgrössen herstellen. Dieser Zusammenhang wird mit einem Turbulenzmodell gegeben. Mit Turbulenzmodellen werden nicht detaillierte turbulente Bewegungen abgebildet, sondern lediglich der Effekt der

Turbulenz auf das Verhalten der mittleren Strömung beschrieben (RODI 1984). In Anlehnung an das Boussinesq-Wirbel-Viskositätskonzept werden die viskosen und turbulenten Effekte als zusätzlicher Fliesswiderstand oder 'innere Reibung' interpretiert. Die tiefengemittelten Reynoldsspannungen werden gelöst zu

$$\tau_{xx} = 2\rho\nu\frac{\partial u_x}{\partial x}; \tau_{yy} = 2\rho\nu\frac{\partial u_y}{\partial y}; \tau_{xy} = \tau_{yx} = \rho\nu\left(\frac{\partial u_x}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial x}\right). \tag{3.18}$$

Dabei wird davon ausgegangen, dass die Viskosität $\nu = \nu_k + \nu_t$ aus zwei Anteilen besteht:

i) Kinematische Viskosität ν_k, eine fluidspezifische Eigenschaft.

ii) Turbulente Wirbelviskosität ν_t, abhängig vom Strömungsfeld und berechnet mit Hilfe eines Turbulenzmodells.

In natürlichen Fliessgewässern sind die Randschubspannungen und die durch Turbulenz induzierte Schubspannungen um ein Vielfaches grösser als die Kräfte durch kinematische Viskosität. Deshalb werden letztere meist vernachlässigt ($\nu_k = 0$).

Das in BASEMENT angewendete Turbulenzmodell ist das tiefengemittelte parabolische Wirbelviskositätsmodell, ein einfaches algebraisches Modell, das auch als 'Null-Gleichungs-Modell' bezeichnet wird. Die dynamische Berechnung der turbulenten Wirbelviskosität erfolgt mit

$$\nu_t = f_T \frac{\kappa}{6} u^* h \tag{3.19}$$

und der Schubspannungsgeschwindigkeit

$$u^* = \sqrt{(\tau_b/\rho)} \tag{3.20}$$

mit κ = von Kármán Konstante.

Der Faktor f_T ist BASEMENT-spezifisch und eignet sich als Kalibrierungsparameter (LYN 2008). In der Literatur wird der Wertebereich für f_T mit beispielsweise $1.5 < f_T < 3$ (FISCHER et al. 1979) oder $4.5 < f_T < 13.5$ (NUJIC 2013) angegeben.

Wird auf die Anwendung eines Turbulenzmodells verzichtet, so werden $\tau_{xx} = \tau_{yy} = \tau_{xy} = \tau_{yx} = 0$.

Senkrechte Seitenwände als Spezialfall (Rechteckprofil)

Im zellenbasierten 2D-Modell wird der Reibungsverlust grundsätzlich nur über die Sohlenreibung eingetragen. Senkrechte Wände haben keine Grundfläche und können

deshalb auch keine Sohlenreibung übertragen. Die Massnahme, senkrechte Wände im Modell leicht zu neigen, um dadurch eine Zellfläche zu erhalten ist keine Lösung, da auch eine sehr steil geneigte Böschung ihren Widerstand als Sohlenreibung und nicht wie im 1D-Modell als Wandreibung überträgt. Der projizierte Grundriss einer steilen Böschung und somit die Zellenfläche wird so klein, dass die Rechengeschwindigkeit stark beeinträchtigt und gleichzeitig der Reibungswiderstand der Böschung unterschätzt wird.

Für vertikale Wände wird in BASEMENT der Ansatz von BRUFAU & NAVARRO (2000) verwendet, der in den äussersten Randzellen zusätzlich zur Sohlenreibung einen Wandreibungsverlust berücksichtigt. Dieser wird in den entsprechenden Randzellen als additiver Term für die Berechnung des Reibungsgefälles in *x*- und *y*-Richtung berücksichtigt. Ausgehend von Gleichung (3.15) ergeben sich für die Randzellen die korrigierten Reibungsgefälle zu

$$S_{\mathrm{fx,i}} = \frac{u_{\mathrm{x}}|u|}{g}\left(\frac{1}{c_{\mathrm{f}}^2 R} + \frac{1}{c_{\mathrm{fw}}^2 R_{\mathrm{w}}}\right),\ S_{\mathrm{fy,i}} = \frac{u_{\mathrm{y}}|u|}{g}\left(\frac{1}{c_{\mathrm{f}}^2 R} + \frac{1}{c_{\mathrm{fw}}^2 R_{\mathrm{w}}}\right). \tag{3.21}$$

Der Widerstandkoeffizient für die Wand errechnet sich zu

$$c_{\mathrm{fw}} = k_{\mathrm{St,w}} \frac{R^{1/6}}{\sqrt{g}}\ , \tag{3.22}$$

und der hydraulische Wandradius R_{w} zu

$$R_{\mathrm{w}} = \frac{V_{\mathrm{bc}}}{A_{\mathrm{w}}}\,. \tag{3.23}$$

R wird auch in der Randzelle gleich h gesetzt. $V_{\mathrm{bc}} = A_{\mathrm{bc}} h$ ist das benetzte Volumen der Randzelle mit A_{bc} = Grundfläche der Randzelle und $A_{\mathrm{w}} = L_{\mathrm{w}} h$ die benetzte Wandfläche der Randzelle mit L_{w} = Streichlänge der Randzelle entlang der senkrechten Wand (Abb. 3.2). Wird mit b_{bc} die Zellausbreitungslänge senkrecht zur Wand eingeführt, so reduziert sich Gleichung (3.23) auf

$$R_{\mathrm{w}} = b_{\mathrm{bc}}\,. \tag{3.24}$$

Im Fall von Rechteckzellen entspricht b_{bc} genau der Randzellenbreite.

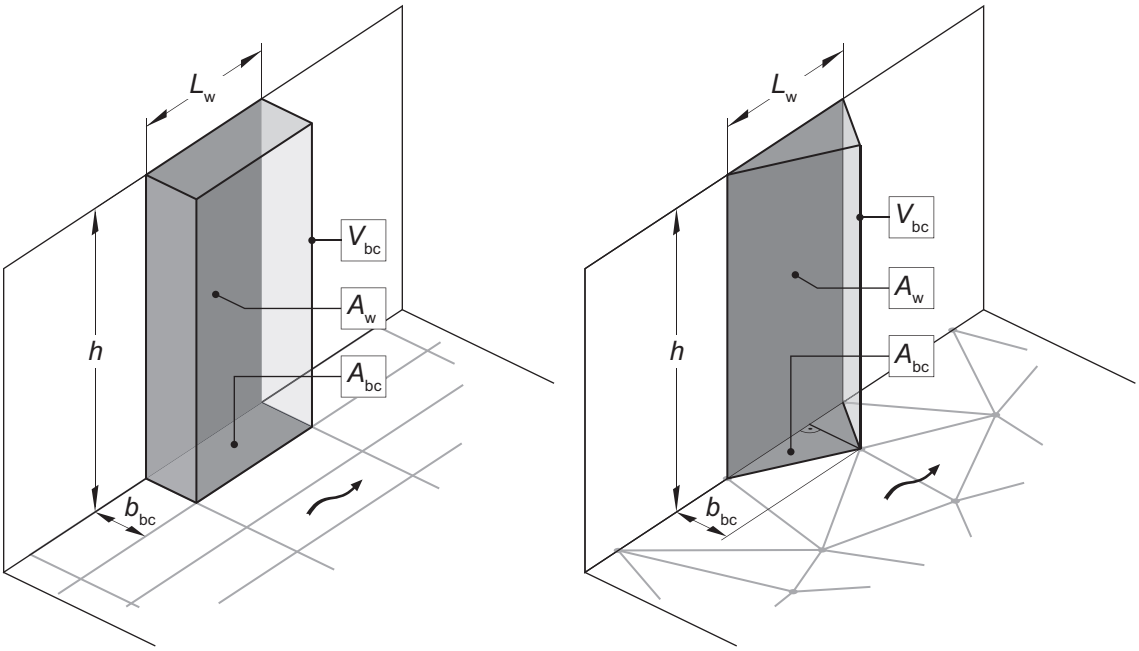


Abb. 3.2 Definitionsskizze der Grössen im Wandansatz nach BRUFAU & NAVARRO *(2000).*

3.2.2 Geschiebetransport

Der Geschiebetransport in den einzelnen Zellen setzt sich sowohl in *x*- als auch in *y*-Richtung aus drei Komponenten zusammen (aufgelistet für *x*-Richtung):

i) Geschiebetransport in Hauptrichtung (*x*) infolge Strömung in Hauptrichtung (*x*).

ii) Lateraler Geschiebetransport in *x*-Richtung infolge Geschiebetransports auf geneigter Oberfläche in Querrichtung (*y*).

iii) Gravitativer Geschiebetransport durch stark geneigte Oberfläche.

Der ***Geschiebetransport in Hauptrichtung*** wird analog zum 1D-Modell gemäss den Gleichungen (3.10) für den Einkorntransport und (3.12 für den Mehrkorntransport verwendet.

Der ***laterale Geschiebetransport*** wird dann relevant, wenn der Geschiebetransport über eine quer geneigte Fläche und nicht mehr nur entlang der Strömungsrichtung erfolgt. Der laterale Geschiebetransportanteil für die Kornfraktion *i* wird nach IKEDA (1982) wie folgt berechnet:

$$q_{S\,lat,i} = q_{S,i}\left(1.5\,J_{lat}\sqrt{\frac{\tau_{b,cr,i}}{\tau'_b}}\right), \tag{3.25}$$

mit J_{lat} = Quergefälle

$\tau_{b,cr,i}$ = Kritische Schubspannung für Kornfraktion *i*

τ'_b = Transportwirksame Sohlschubspannung.

Der ***gravitative Geschiebetransport*** wird grundsätzlich zur Modellierung von Böschungskollaps bei Seitenerosionsprozessen verwendet. Überschreitet ein lokales Gefälle einen Grenzwert, wird Material abgetragen und umgelagert, bis das Grenzgefälle wieder unterschritten ist (Böschungsrutsch). Der gravitative Geschiebetransportansatz hilft aber auch dabei, starke unrealistische Unebenheiten im Sohlenbereich auszugleichen (Unterbindung einer 'Eierkarton'-förmigen Sohlenstruktur). Durch das vorgegebene Grenzgefälle wird die Bildung solcher Unebenheiten vorzeitig unterbunden.

3.2.3 Verwendete Randbedingungen

Die Randbedingungen im 2D-Modell funktionieren grundsätzlich analog den 1D-Randbedingungen (Abschnitt 3.1.3). Im Fall einer trockenen oder schiessenden Einlaufbedingung oder einer Normalabflussrandbedingung am unteren Rand wird im Randquerschnitt eine 1D-Normalabfluss Betrachtung gemacht. Am unteren Rand wird dazu über alle benetzten Randzellen aus dem vorangehenden Zeitschritt ein mittlerer Wasserspiegel berechnet. Die Rückverteilung des gesamten Abflusses im Querschnitt auf die einzelnen Randzellen erfolgt anhand einer Gewichtungsfunktion (Gleichungen (3.26) und (3.27)).

$$Q_i = Q K_i \tag{3.26}$$

$$K_i = \frac{c_{fi} A_i \sqrt{R_i} \sqrt{g}}{\sum_{j=1}^{n} \left(c_{fj} A_j \sqrt{R_j} \sqrt{g} \right)}, \tag{3.27}$$

wobei Q_i der Durchfluss über den Zellenrand der Zelle *i* und *n* die Anzahl benetzter Randzellen ist.

4 Grundlagenversuche zur Sohlschubspannungsverteilung

4.1 Allgemeines

Die Modellierung der Hydraulik, der Sohlschubspannungen und der Geschiebetransportkapazität unterscheidet sich im 1D- und 2D-Modell infolge verschiedener Ansätze. Eine massgebende Rolle spielen dabei die Profilrelation und der Einfluss der Böschungsreibung. Gerade mit einer Aufweitung und dadurch ändernden Querschnitten wird die Profilrelation zur entscheidenden Grösse. Um mit beiden Modellen übereinstimmende Resultate zu erzielen, muss der Effekt der Profilrelation gleichermassen in die Modellierung einfliessen.

Das verwendete 1D-Modell basiert auf einem Kräftegleichgewicht in Fliessrichtung und gewichtet die Böschungs- und Sohlenreibung innerhalb eines Querschnitts entsprechend der Profilrelation.

Das verwendete 2D-Modell basiert auf Gitterzellen, wobei in jeder Zelle die Massen- und Impulsbedingungen in axialer und lateraler Richtung gelöst werden. Darin fehlen die übergeordneten Informationen über die Kanalgeometrie. Die Böschungsreibung beeinflusst die Strömung innerhalb des Hauptgerinnes nur über numerische Diffusion, falls ohne Turbulenzmodell modelliert wird. Mit Turbulenzmodell kann der Effekt der Böschungsreibung besser berücksichtigt werden (BERCHTOLD ET AL. 2014a und 2014b).

Im vorliegenden Kapitel werden folgende Themenschwerpunkte diskutiert:

- Mit Definitionsskizzen und einer Beispielmodellierung werden die wichtigsten Grössen und Parameter dieses Kapitels eingeführt (Abschnitt 4.2).
- Die Sohlschubspannungsberechnung des verwendeten 1D-Modells wird mit gängigen Approximationen aus der Literatur verglichen (Abschnitt 4.3).
- Das verwendete 2D-Modell wird mit experimentellen Untersuchungen von YUEN (1989) in einer Trapez-Laborrinne verglichen (Abschnitt 4.4).
- Anhand einfacher, kompakter Trapez- und Rechteckprofile werden die unterschiedlichen Berechnungsverfahren im 1D- und 2D-Modell miteinander verglichen. Der Einfluss der Böschung wird für unterschiedliche Rauheitsverhältnisse, unterschiedliche Gitterauflösungen, unterschiedliche Böschungsneigungen mit

und ohne Turbulenzmodell für Normalabflussbedingungen untersucht (Abschnitt 4.5).

Je nach Problem und je nachdem, was verglichen werden soll, werden jeweils einzelne Parameter konstant, andere variabel gehalten. Deshalb werden die drei Untersuchungs-Varianten 'Kalibrierung', 'Prognose' und 'Kapazität' unterschieden (Tab. 4.1). Für alle Varianten wird von Normalabflussbedingungen ausgegangen.

Die Variante 'Kalibrierung' geht von konstantem Abfluss Q und Abflusstiefe h aus und betrachtet die dazu notwendige Anpassung der Sohlen- und Böschungsrauheit ($k_{St,b}$, $k_{St,w}$). Entsprechend verändern sich u, τ und Q_s. Diese Variante repräsentiert einen üblichen Fall bei Kalibrierungen und zeigt, wie sensitiv die Kalibrierungsgrössen auf die unterschiedlichen Berechnungsverfahren reagieren.

Die Variante 'Prognose' geht von konstantem Abfluss Q und bekannten, konstanten Rauheitsbedingungen k_{St} im Kanal aus und zeigt auf, wie sensitiv die Abflusstiefe h und folglich u, τ und Q_s bei Prognoserechnungen auf die unterschiedlichen Berechnungsverfahren und Gitterauflösungen reagieren.

Die Variante 'Kapazität' geht von konstanter Abflusstiefe h und Gerinnerauheit k_{St} aus. Daraus ergeben sich unterschiedliche Abflusskapazitäten Q und entsprechend variable u, τ und Q_s. Mit dieser Variante wird versucht, für systematische Variation der Rauheit bei gleichzeitig konstanter Abflusstiefe die unterschiedlichen Berechnungs- und Modellierungsarten der Sohlschubspannung zu vergleichen. Diese Variante wurde deshalb eingeführt, weil in 1D-Betrachtungen hauptsächlich die Abflusstiefe für die Sohlschubspannung entscheidend ist. Der Nachteil dieser Variante ist aber, dass durch eine Veränderung von Q sich auch die Geschwindigkeiten verändern und diese wiederum die Sohlschubspannungen beeinträchtigen.

Tab. 4.1 Untersuchungsvarianten mit konstanten und variierten Grössen.

Variante	konstante Grössen	variierte Grössen
KALIBRIERUNG	Q, h	k_{St}
PROGNOSE	Q, k_{St}	h
KAPAZITÄT	h, k_{St}	Q

4.2 Definitionsskizzen mit Berechnungsbeispiel

In der 1D-Betrachtung wird gemäss der Einstein-Approximation der Abflussquerschnitt in Böschungs- und Sohlenteilabflussflächen unterteilt, in welchen die Gravitationskräfte mit den entsprechenden Böschungs- resp. Sohlschubspannungen im Gleichgewicht stehen (Abschnitt 2.2.5). Die Definitionsskizzen für ein Trapezprofil (Abb. 4.1) und ein Rechteckprofil (Abb. 4.2) stellen die wichtigsten Parameter für die Bestimmung der mittleren Randschubspannungen zusammen. Die ausgeschiedene Teilabflussfläche A_b ist zur Bestimmung der mittleren Sohlschubspannung massgebend.

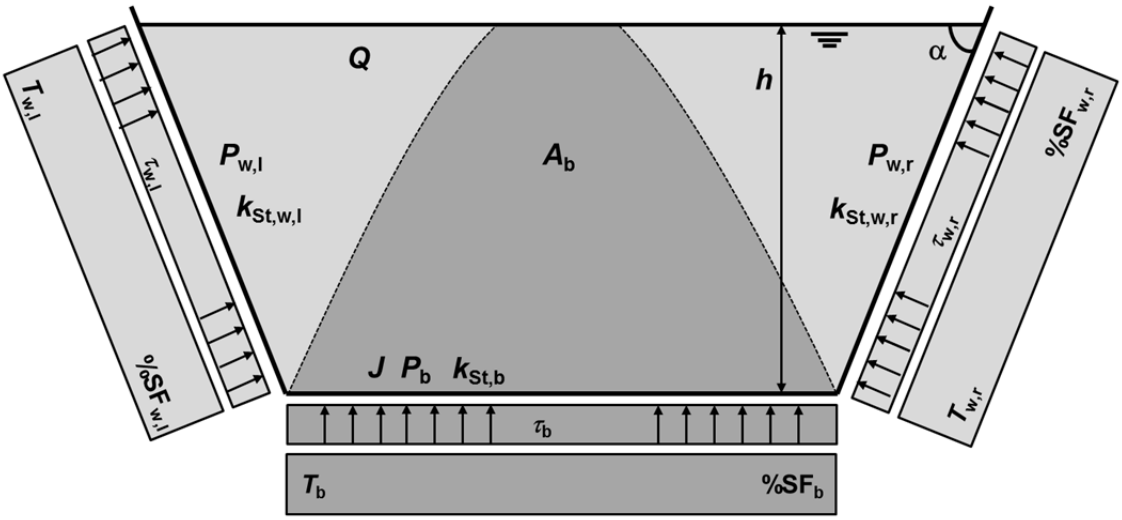


Abb. 4.1 Definitionsskizze für ein Trapezprofil im 1D-Modell mit den wichtigsten Parametern zur Bestimmung der mittleren Randschubspannungen.

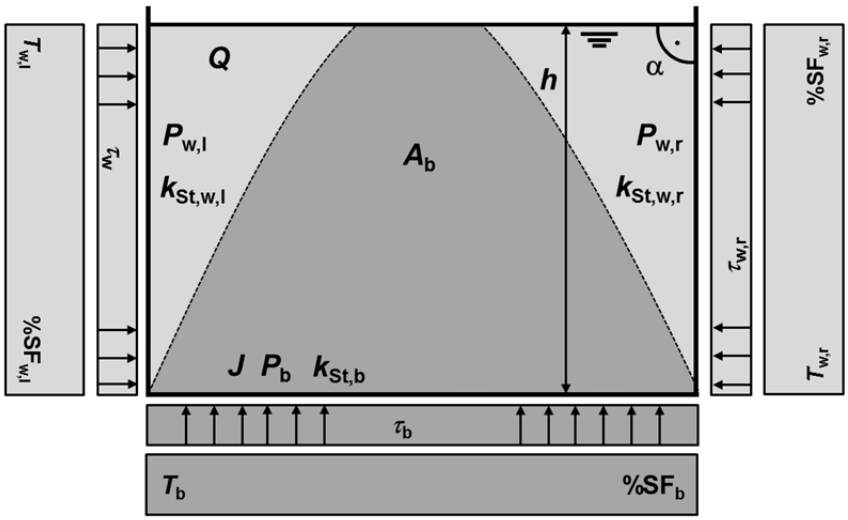
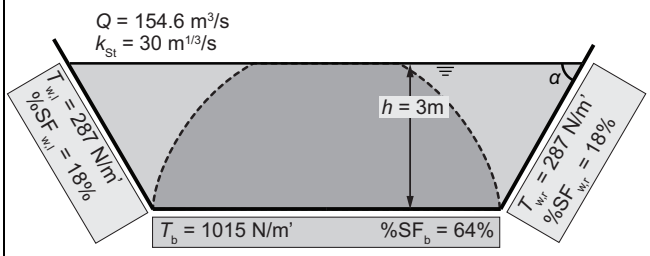


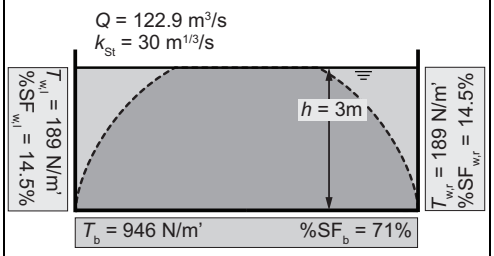
Abb. 4.2 Definitionsskizze für ein Rechteckprofil im 1D-Modell mit den wichtigsten Parametern zur Bestimmung der mittleren Randschubspannungen.

Beispielhaft werden die Randschubspannungen für ein Trapezprofil mit $\alpha = 45°$ und ein Rechteckprofil mit den untenstehenden Randbedingungen gemäss Variante 'Kapazität' modelliert. τ_m, T_b und $\%SF_b$ werden nach Gleichungen (2.20), (2.21) und (2.22) berechnet.

Tab. 4.2 1D-Beispiel-Modellierung: Randbedingungen und Ergebnisse für Trapez- und Rechteckprofil.

1D-Beispiel-Modellierung	
Randbedingungen	
$J = 3‰$	$h = 3m$
$b = 15$ m	$k_{St,b} = k_{St,w} = 30$ m$^{1/3}$/s
Ergebnisse Trapez	**Ergebnisse Rechteck**
$Q = 154.6$ m^3/s	$Q = 122.9$ m^3/s
$\tau_m = 68$ N/m^2	$\tau_m = 63$ N/m^2
$T = 1589$ N/m	$T = 1324$ N/m
$T_b = 1015$ N/m	$T_b = 946$ N/m
$\%SF_b = 64\%$	$\%SF_b = 71\%$





Für die 2D-Modellierung werden im Rahmen des Kapitels 4 die Trapez- und Rechteckprofile gemäss der Definitionsskizze in Abb. 4.3 gegliedert. Das Querprofil ist in einzelne Vierecks- oder Dreieckszellen mit Länge Δx unterteilt. Die Zellbreite beträgt im Böschungsbereich b_{wc} (wc: wall cell), im Sohlenbereich b_c (c: cell) und die äussersten Randzellen der Sohle weisen die Breite b_{bc} (bc: boundary cell) auf.

Ein Rechteckprofil ist ein Spezialfall des Trapezprofils. Mit $\alpha = 90°$ sind die Böschungen senkrecht und werden deshalb als Wände bezeichnet. Im numerischen 2D-Modell, das auf finiten Volumen basiert, kann eine senkrechte Wand nicht mit einem Element abgebildet werden. Die auf die Grundebene projektierte Fläche einer senkrechten Wand

würde gleich Null. In vielen Modellen werden deshalb für Rechteckprofile oft reibungsfreie Wände angenommen. Gerade in kompakten Profilen gehen dadurch wesentliche Reibungseinflüsse verloren und die Sohlschubspannungen werden überschätzt.

BASEMENT ermöglicht die Berücksichtigung von Wandreibung bei senkrechten Wänden nach dem Ansatz von BRUFAU & NAVARRO (2000). Dabei nimmt die Zellbreite b_{bc} der äussersten Zellen der Sohle, welche an die senkrechten Wände angrenzen, eine besondere Rolle ein (Abschnitt 3.2.1).

BASEMENT gibt die Wandschubspannung nicht als explizite Grösse aus, sondern nur die Sohlschubspannung. Zur Bestimmung der totalen Wandschubkraft T_w wird in dieser Arbeit die Differenz zwischen der totalen Randschubkraft T (aus der Gleichgewichtsbetrachtung gemäss Gleichung (2.2)) und der explizit ausgegebenen Sohlschubkraft T_b bestimmt.

Analog zum Beispiel für das 1D-Modell wurden im 2D-Modell für ein Trapezprofil mit $\alpha = 45°$ und ein Rechteckprofil die mittleren Randschubspannungen bestimmt (Tab. 4.3). Die Modellierung basierte auf den Randbedingungen aus Tab. 4.2. Das Berechnungsgitter bestand in beiden Fällen aus 3 m langen und 0.5 m breiten Rechteckzellen. Für die 1D-Beispiel-Modellierung wurde kein Turbulenzmodell angewendet.

Ein Vergleich der Resultate des 1D- bzw. 2D-Modells und eine Diskussion erfolgen in Kapitel 4.5.

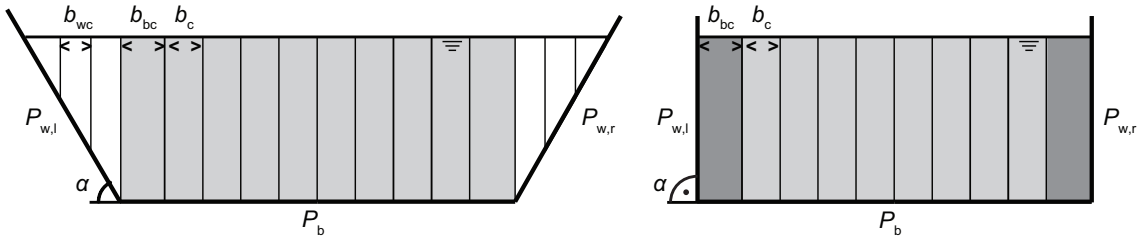
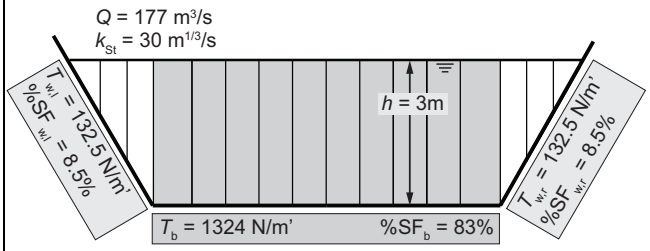
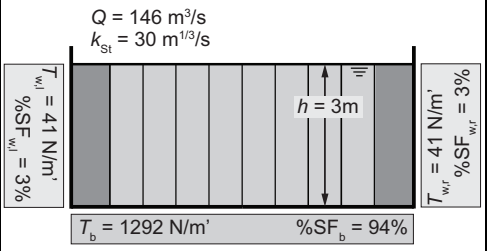


Abb. 4.3 Definitionsskizzen für ein Trapez- (links) und Rechteckprofil (rechts) im 2D-Modell mit den wichtigsten Parametern für die Bestimmung der mittleren Randschubspannungen.

Tab. 4.3 2D-Beispiel-Modellierung: Ergebnisse für Trapez- und Rechteckprofil für die Randbedingungen aus Tab. 4.2.

2D-Beispiel-Modellierung	
Ergebnisse Trapez	**Ergebnisse Rechteck**
Q = 177 m^3/s	Q = 146 m^3/s
τ_m = 67.7 N/m^2	τ_m = 63 N/m^2
T = 1589 N/m	T = 1324 N/m
T_b = 1324 N/m	T_b = 1242 N/m
%SF$_b$ = 83%	%SF$_b$ = 94%
	

4.3 Vergleich des 1D-Reibungsansatzes mit experimentellen Daten

Die unterschiedlichen Approximationen zur Bestimmung der Randschubspannungsverteilung aus Abschnitt 2.2.5 werden gegenübergestellt und mit experimentellen Daten verglichen. Dies sind die Einstein-Approximation, die als Grundlage im BM 1D-Modell implementiert ist, die Approximation von GUO & JULIEN (2005) mit und ohne Berücksichtigung von Sekundärströmung und die Approximation von KNIGHT ET AL. (1992). Während im verwendeten numerischen 1D-Modell resp. im Einstein-Ansatz, so wie auch in der Ingenieurpraxis oft mit den Reibungsgesetzen nach Strickler oder Manning gerechnet wird, sind die Rauheiten in Laborversuchen und auch in den anderen beiden Approximationen mit Hilfe von k_s Werten nach Nikuradse angegeben. Die unterschiedlichen Rauheitsangaben werden hier jeweils mit Gleichung (2.9) umgerechnet.

Wird das Beispiel aus Abschnitt 4.2 mit der Einstein-Approximation auf beliebige Profilrelationen erweitert und zusätzlich zur homogenen Rauheit die Böschungsrauheit gegenüber der Sohlenrauheit um Δk_{St} = 10 m$^{1/3}$/s erhöht bzw. verringert, so ergeben sich für %SF$_b$ in Funktion von P_b/P_w die Zusammenhänge in Abb. 4.4. Dieser Zusammenhang ist bei Normalabfluss gültig, unabhängig von der Böschungsneigung, der Abflusstiefe, der Sohlenbreite oder des Strickler-Beiwerts. Entscheidend ist lediglich die Profil-

relation und die Differenz zum homogenen Strickler-Beiwert. KNIGHT ET AL. (1992) konnten zeigen, dass mit zunehmender **Fr**-Zahl $\%SF_w$ abnimmt. Der Einfluss ist aber so geringfügig, dass er insbesondere in praktischen Anwendungen vernachlässigbar bleibt.

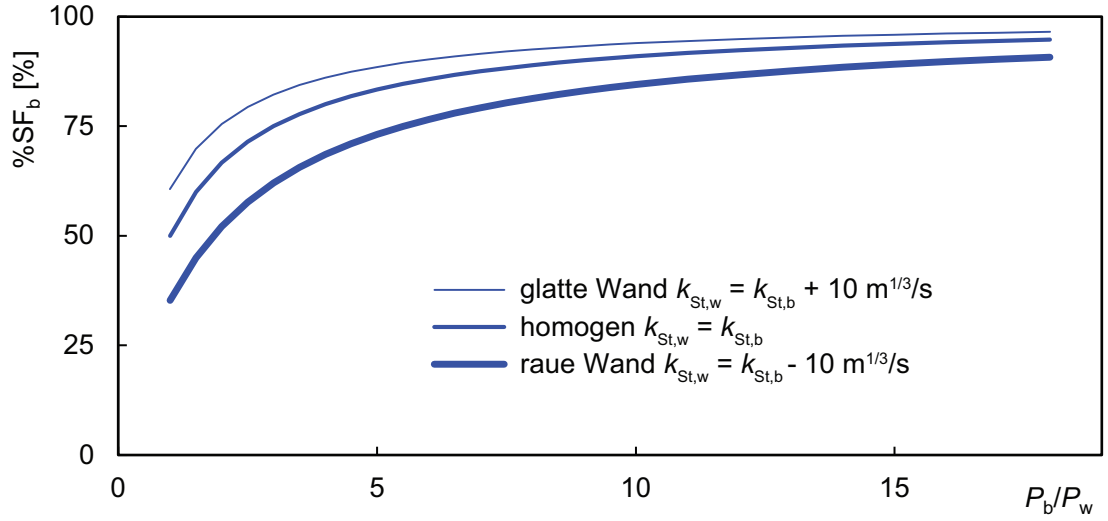


Abb. 4.4 Verallgemeinerung von $\%SF_b$ (Einstein-Approximation) nach der Einstein-Approximation in Abhängigkeit der Profilrelationen für homogen verteilte Rauheit und für heterogen verteilte Rauheit mit Rauheitsdifferenzen zwischen Böschung und Sohle von $\Delta k_{St} = \pm 10\ m^{1/3}/s$.

Ein Vergleich von $\%SF_b$ in Abhängigkeit von der Profilrelation für **homogen verteilte Rauheit im Rechteckprofil** für alle drei Approximationen ist in Abb. 4.5 (links) für $P_b / P_w < 15$ dargestellt. Die unterschiedlichen Approximationen liegen alle sehr nahe beieinander. Die Guo & Julien-Approximation mit Berücksichtigung der Sekundärströmung und die empirisch hergeleitete Knight-Approximation stimmen vollständig überein. Im Vergleich dazu wird die mittlere Sohlschubspannung ohne Berücksichtigung der Sekundärströmung) geringfügig überschätzt und mit der Einstein-Approximation (ebenfalls ohne explizite Berücksichtigung der Sekundärströmung geringfügig unterschätzt. Die maximale Abweichung der Einstein-Approximation gegenüber der Knight-Approximation wird für $P_b / P_w = 5$ erreicht und beträgt lediglich 4%-Punkte. Bei grossen Profilrelationen (breite und sehr breite Gerinne) stimmen alle Approximationen sehr gut überein, da sowohl die Sekundärströmung als auch die Böschungsreibung weniger ins Gewicht fallen. Die Ursache für die Abweichung zwischen der Einstein-Methode und der Guo & Julien-Approximation (ohne Sekundärströmung im homogenen Fall) liegt in der unterschiedlichen Bestimmung des für die Sohlschubspannung massgebenden Teilabflussquerschnitts A_b. Abb. 4.5 (rechts) vergleicht für beide Fälle A_b/A im Verhältnis zur Profilrelation.

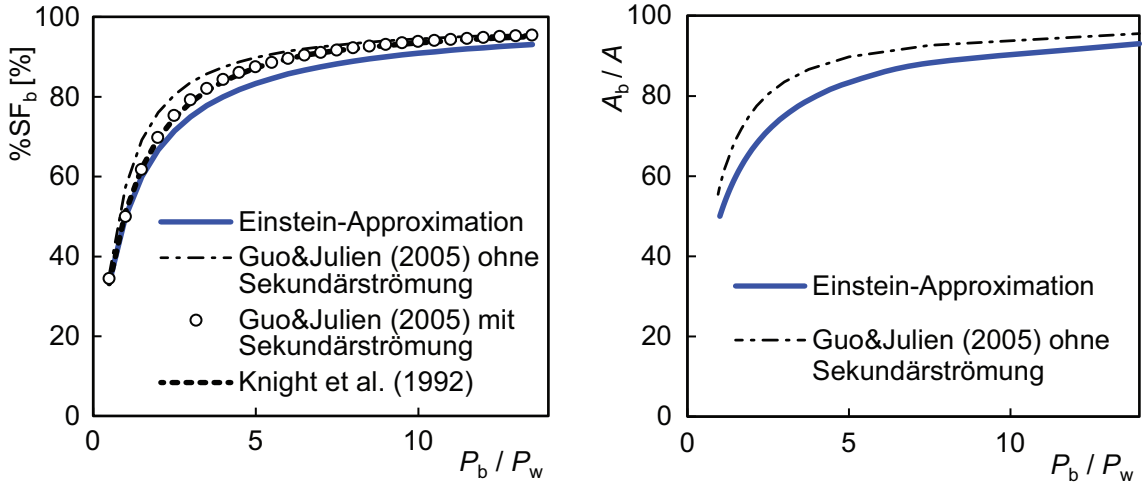


Abb. 4.5 Vergleich unterschiedlicher Approximationen für homogene Rauheitsverteilung im Rechteckprofil (links). Vergleich der Sohlenteilquerschnittflächen für unterschiedliche Profilrelationen im Rechteckprofil für die Einstein-Approximation und die Guo & Julien-Approximation ohne Berücksichtigung von Sekundärströmung (rechts).

Die Knight-Methode für homogene Rauheitsverteilung basiert auf sehr vielen unterschiedlichen Datensätzen und ist somit breit abgestützt. Für heterogene Rauheitsverteilung basiert die Approximation auf nur wenigen Daten von ALHAMID (1991). Eine Auswahl von Al-Hamid's Experimenten wird hier als direkter Vergleich beigezogen (Tab. 4.4).

Tab. 4.4 Zusammenstellung einzelner Experimente von ALHAMID (1991), die für die Knight-Approximation herbeigezogen wurden. Die k_s-Werte wurden in k_{St}-Werte umgerechnet.

			k_s			k_{St} (umgerechnet nach Gl. (2.9))		
Exp. Nr.	Rauheitsverteilung	P_b/P_w	$k_{s,b}$	$k_{s,w}$	$k_{s,b}/k_{s,w}$	$k_{St,b}$	$k_{St,w}$	$k_{St,b}/k_{St,w}$
08	homogen	0.88	0.033	0.033	1	46	46	1
21	homogen	1.76	0.020	0.020	1	50	50	1
38	homogen	3.52	0.020	0.020	1	50	50	1
19	heterogen, glatte Sohle	1.77	4.9E−05	0.020	0.0024	136	50	2.72
35	heterogen, glatte Sohle	3.54	4.9E−05	0.020	0.0024	136	50	2.72

Die fünf Experimente aus Tab. 4.4 sind als Datenpunkte in Abb. 4.6 (links) dargestellt im Vergleich mit der Knight-Approximation und der Einstein-Approximation. Da die Knight-Approximation für heterogene Rauheiten aus diesen Experimenten abgeleitet

wurde, stimmt sie mit den Datenpunkten exakt überein. Mit der Einstein-Approximation werden die Sohlschubspannungen sowohl für den homogenen als auch für den heterogenen Fall unterschätzt, wobei die Abweichungen im heterogenen Fall grösser sind. Die Umrechnung von k_s zu k_{St} wurde nach Gleichung (2.9) durchgeführt, welche nicht bedingungslos gültig ist und für Extremwerte der relativen Überdeckung R/k_s und damit auch für die hier verwendete Situation einer glatten Sohle eigentlich nicht gültig ist. Somit sind die Abweichungen im heterogenen Fall zu relativieren.

Um die Unsicherheit mit glatter Sohle zu reduzieren, werden die beiden Approximationen 'Einstein' und 'Knight' für gänzlich raue Profile mit jeweils unterschiedlichen Rauheitsverhältnissen betrachtet (homogen verteilt, heterogen verteilt mir rauerer Böschung, heterogen verteilt mit rauerer Sohle). Dieser Vergleich wird für fiktive Zustände gemacht. Es liegen keine Laborversuche zugrunde. Der Vergleich zeigt, dass die Abweichungen je nach Rauheitsverhältnis unterschiedlich stark ausfallen. In Abb. 4.6 (rechts) sind die Einstein-Approximation für die Strickler-Beiwertverhältnisse $k_{St,b}$ / $k_{St,w} = 0.75$, 1 und 1.5 und die Knight-Approximation für die Verhältnisse der äquivalenten Sandrauheiten $k_{s,b}/k_{s,w} = 5.62$, 1 und 0.088 dargestellt. Die Umrechnung des Strickler-Beiwertverhältnisses zum Verhältnis der äquivalenten Sandrauheiten erfolgte gemäss Gleichung (4.1) unter Einbezug von Gleichung (2.9).

$$\frac{k_{S,b}}{k_{S,w}} = \left(\frac{k_{St,b}}{k_{St,w}} \right)^{-6} \tag{4.1}$$

Ein Vergleich der Kurven zeigt, dass für eine rauere Sohle als Böschung ($k_{St,b}$ / $k_{St,w} = 0.75$ resp. $k_{S,b}/k_{S,w} = 5.62$) die mittlere Sohlschubspannung gegenüber dem homogenen Fall mit beiden Approximationen in ähnlicher Grössenordnung zunehmen, d.h. dass sich die Kurven nach oben verschieben. Im anderen Fall, wenn die Böschung rauer ausgebildet ist als die Sohle ($k_{St,b}$ / $k_{St,w} = 1.5$ resp. $k_{S,b}/k_{S,w} = 0.088$), reagieren die beiden Approximationen sehr unterschiedlich. Während die Einstein-Approximation zu einer starken Abnahme der mittleren Sohlschubspannung führt (Kurve verschiebt sich nach unten), verändern sich die Verhältnisse mit der Knight-Approximationen kaum.

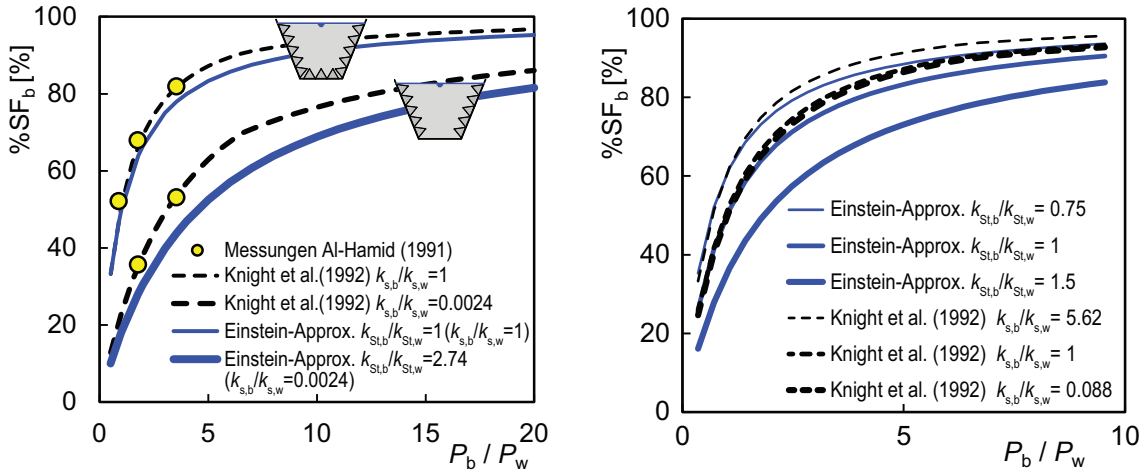


Abb. 4.6 Gegenüberstellung der Einstein- und Knight-Approximation im Vergleich zu den Resultaten aus Al-Hamid's Experimenten in Tab. 4.4.(links); Vergleich der Einstein- und Knight-Approximation für hypothetische Rauheitsverhältnisse in Abhängigkeit der Profilrelation (rechts).

Wird $\%SF_b$ für die beiden Approximationen in Abhängigkeit des Rauheitsverhältnisses dargestellt statt in Abhängigkeit der Profilrelation, zeigt sich für z. B. $P_b/P_w = 3.5$ oder $P_b/P_w = 0.9$ das oben beschriebene Verhalten deutlicher (Abb. 4.7). Die beiden Approximationen stimmen für Rauheitsverhältnisse $k_{St,b} / k_{St,w} < 1$ gut überein, für $1 < k_{St,b} / k_{St,w} < 3$ weichen sie zwischenzeitlich deutlich voneinander ab. Im Bereich von $k_{St,b} / k_{St,w} = 3$ stimmen sie wiederum verhältnismässig gut überein. Die Experimente von ALHAMID (1991), die zum empirischen Zusammenhang in KNIGHT ET AL. (1992) geführt haben (Gleichung (2.25)), liegen bei $k_{St,b} / k_{St,w} = 2.74$ und 2.96 (vgl. Kreismarkierung in Abb. 4.7). Dieses hohe Rauheitsverhältnis kommt daher, dass die Versuche mit glatter Sohle durchgeführt wurden. Übliche, natürliche Zustände, wie sie in der Ingenieurpraxis anzutreffen sind, weisen geringere Rauheitsverhältnisse auf: Wird eine Sand-/Kiessohle ($k_{St} \approx 50$ m$^{1/3}$/s, $k_s \approx 0.02$ m) angenommen und eine Böschungsrauheit von rauem Beton ($k_{St} \approx 67$ m$^{1/3}$/s, $k_s \approx 0.003$ m) bis stark verkrauteten Ufern ($k_{St} \approx 30$ m$^{1/3}$/s, $k_s \approx 0.5$ m) ergibt dies Rauheitsverhältnisse im Bereich von $0.75 < k_{St,b}/k_{St,w} < 1.7$ (Rauheitsgrössen aus WALLISCH 1990). Diese liegen deutlich unterhalb der experimentellen Versuche. Da die Knight-Approximation auf Experimenten mit Rauheitsverhältnissen ausserhalb des natürlichen Bereichs beruht, ist deren Anwendung für Rauheitsverhältnisse im Bereich von 1 in Frage zu stellen. Zudem zeigt die Knight-Approximation bei $k_{St,b}/k_{St,w} = 1$ eine Unstetigkeit, die physikalisch kaum zu begründen ist. Diese Unstetigkeit würde bedeuten, dass ausgehend von einem homogenen, rauen Zustand eine verstärkte Böschungsrauheit keinen Einfluss auf die mittleren Sohl-

schubspannungen hätte, eine verringerte Böschungsrauheit hingegen schon. Ein kontinuierlicher Verlauf, wie er durch die Einstein-Approximation gegeben ist, ist physikalisch plausibler.

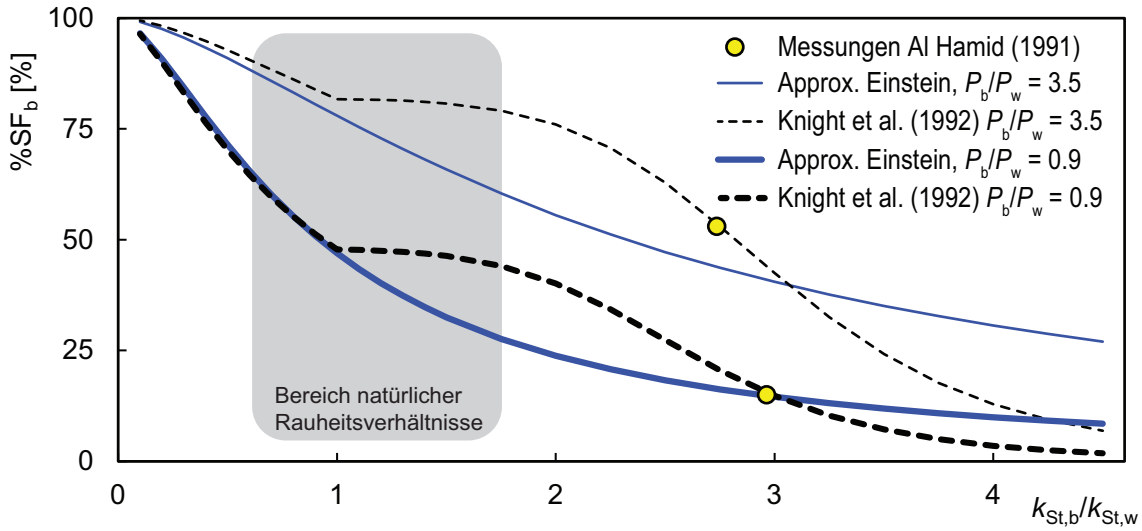


Abb. 4.7 Vergleich der Einstein- und Knight-Approximation in Abhängigkeit der Stricklerverhältnisse für P_b/P_w = 3.5 und 0.9. Zusätzlich sind Al-Hamid's Versuche und der Bereich natürlicher Rauheitsverhältnisse markiert.

Die Vergleiche von unterschiedlichen Approximationen gestalten sich schwierig, da nur wenige Datensätze zu vollständig rauen Verhältnissen mit grösserer Böschungsrauheit als Sohlenrauheit vorhanden sind. Zudem ist ein Vergleich zwischen Strickler-Beiwerten und äquivalenten Sandrauheiten immer von Unsicherheiten geprägt. Die diskutierten Vergleiche zeigen, dass grundsätzlich mit der Einstein-Approximation die mittleren Sohlschubspannungen gut abgeschätzt werden. In kompakten Profilen bei homogen verteilter Rauheit wird $\%SF_b$ geringfügig unterschätzt.

4.4 Vergleich des 2D-Reibungsansatzes mit experimentellen Daten

YUEN (1989) hat in Trapezprofilen homogener Rauheit für diverse Profilrelationen und Fr-Zahlen bei Normalabfluss im Labor Messungen zur Sohlschubspannungs- und Geschwindigkeitsverteilung gemacht. Die lokalen Sohlschubspannungen wurden mit einem Preston-Rohr nach der indirekten Methode von PRESTON (1953) bestimmt. Die lokal gemessene Druckdifferenz zwischen dynamischem und statischem Druck wurde dabei nach PATEL (1965) in eine lokale Sohlschubspannung umgerechnet. Die gemessenen Sohlschubspannungen wurden anschliessend so korrigiert, dass ihre Summe über

den ganzen benetzten Umfang der totalen Randschubspannung aus der Gleichgewichtsbetrachtung (Gleichung (2.2)) entsprach.

Yuen's Experiment Nr. 26 mit einem *b*/*h*-Verhältnis von 7.5 wird in diesem Abschnitt mit 2D-Modellierungen verglichen. Tab. 4.5 fasst die Versuchsdaten zusammen und Abb. 4.8 zeigt die Verteilung der tiefengemittelten Geschwindigkeiten und der Sohlschubspannungen der Laborversuche über die Breite. Auffallend ist, dass sowohl die Geschwindigkeit als auch die Sohlschubspannung gegen die Böschungen hin grundsätzlich abnehmen, im Bereich von $|y/b| = 0.4$ aber lokal erhöht sind. Diese Erhöhungen sind auf Sekundärströmungseffekte zurückzuführen.

Tab. 4.5 Datengrundlag des Experiments Nr. 26 von YUEN (1989).

J	0.001	-		b/h	7.5	-
Q	0.01342	m^3/s		P_b/P_w	2.65	-
α	45	°		A	0.031	m^2
b	0.45	m		u_m	0.44	m/s
h	0.0600	m				
n	0.0097	$s/m^{1/3}$				
k_{St}	103	$m^{1/3}/s$				

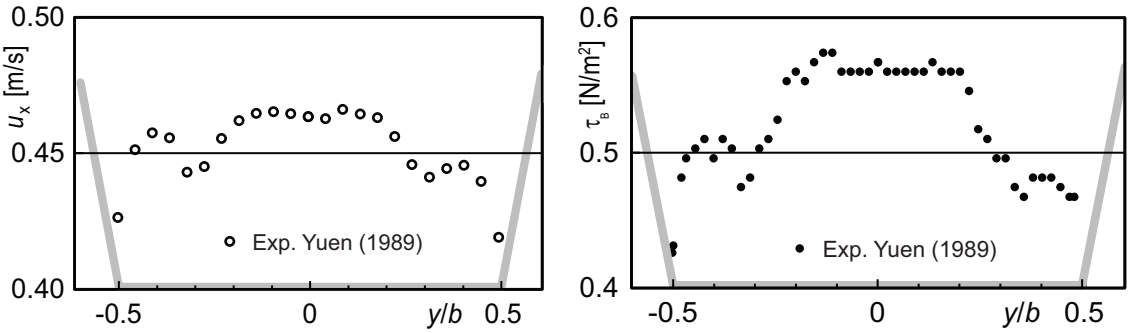


Abb. 4.8 Gemessene Verteilung von u_x (links) und τ_b (rechts) aus dem Experiment Nr. 26 von YUEN (1989).

Die Nachmodellierung des Experiments wurde für vier unterschiedliche Rauheitskombinationen durchgeführt (Fälle 1 bis 4 in Tab. 4.6). Alle vier Modellierungen wurden mit einem Rechteckgitter und unter Einbezug des Turbulenzmodells durchgeführt. Im ersten Fall wurde für $f_T = 1$ die Randrauheit homogen zu $k_{St} = 95\ m^{1/3}/s$ kalibriert (Gleichung (3.19)). Im zweiten Fall wurde die homogene Rauheit beibehalten und f_T auf einen Wert von 5 erhöht, wobei sich die Abflusstiefe um weniger als 2% erhöhte. Im dritten Fall, ebenfalls mit $f_T = 5$, wurde die Sohlenrauheit, wie sie in den Laborversuchen angegeben wurde, als $k_{St,b} = 103\ m^{1/3}/s$ übernommen und die Böschungsrauheit

angepasst und zu $k_{St,w} = 76\ m^{1/3}/s$ kalibriert. In einem vierten Fall wurde ergänzend geprüft, wie gross f_T gewählt werden müsste, falls die Rauheiten den Angaben aus dem Labor entsprächen und nicht angepasst würden. Mit $f_T = 17$ resultieren dieselben Resultate wie mit dem 1D-Modell (vgl. Tab. 4.6). Wie zulässig eine beliebige Erhöhung von f_T ist, wird später in Abschnitt 4.5.2 ('Einfluss Turbulenzmodell und f_T') diskutiert. Abb. 4.9 bis Abb. 4.11 vergleichen die 2D-Modellierungen mit den Geschwindigkeits- und Sohlschubspannungsverteilungen aus den Laborversuchen für die ersten drei Fälle. Die Geschwindigkeitsmessungen wurden über die Abflusstiefe gemittelt.

Tab. 4.6 Gegenüberstellung der Resultate aus dem Experiment Nr. 26, den 2D-Modellierungen und der 1D-Modellierung.

	f_T	$k_{St,b}$	$k_{St,w}$	T_b	$\%SF_b$
	-	$m^{1/3}/s$	$m^{1/3}/s$	N/m	%
Experiment 26		103	103	0.235	78.4
2D Fall 1	1	95	95	0.250	83.3
2D Fall 2	5	95	95	0.238	79
2D Fall 3	5	103	76	0.216	72
2D Fall 4	17	103	103	0.213	71
1D	-	103	103	0.218	72

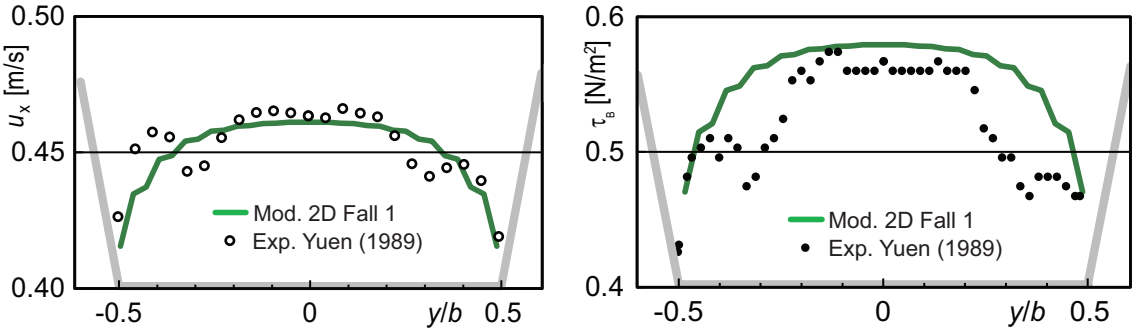


Abb. 4.9 Laterale Verteilung der tiefengemittelten Fliessgeschwindigkeit u_x (links) und der Randschubspannung τ_b (rechts) für Fall 1 mit $f_T = 1$ und $k_{St} = 95\ m^{1/3}/s$.

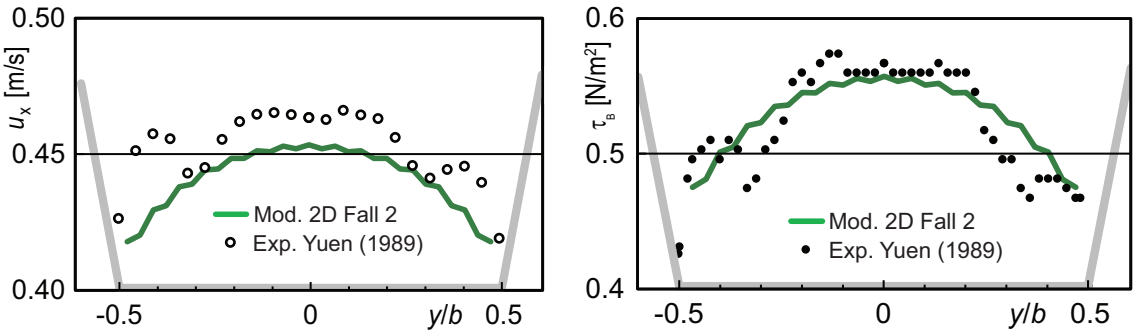


Abb. 4.10 Laterale Verteilung der tiefengemittelten Fliessgeschwindigkeit u_x (links) und der Randschubspannung τ_b (rechts) für Fall 2 mit $f_T = 5$ und $k_{St} = 95\ m^{1/3}/s$.

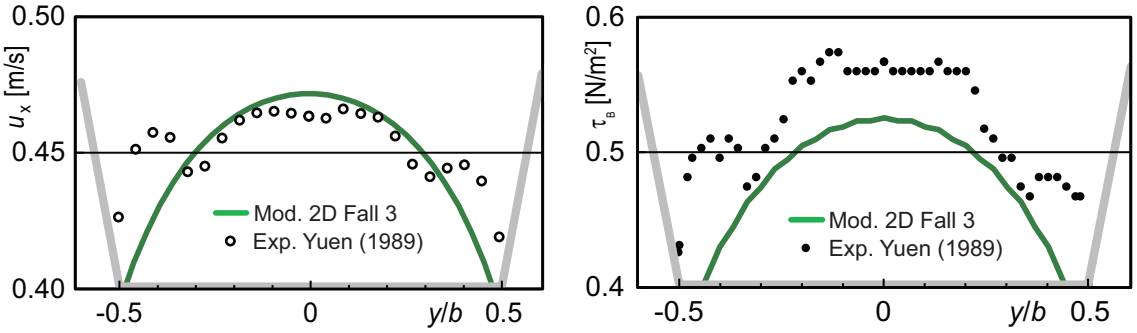


Abb. 4.11 Laterale Verteilung der tiefengemittelten Fliessgeschwindigkeit u_x (links) und der Randschubspannung τ_b (rechts) für Fall 3 mit $f_T = 5$, $k_{St,b} = 103\ m^{1/3}/s$ und $k_{St,w} = 76\ m^{1/3}/s$.

Der Vergleich zeigt in allen drei Fällen eine gute Reproduktion der Beobachtungen. Die lokalen Variationen infolge von Sekundärströmungseffekten werden nicht abgebildet. Durch die Vergrösserung von f_T von 1 auf 5 nehmen Geschwindigkeit und Sohlschubspannung ab. Die Gradienten der lateralen Verteilungskurven im mittleren Gerinnebereich nehmen zu. Diese beiden Veränderungen werden noch deutlicher, wenn im dritten Fall eine heterogene Rauheitsverteilung mit raueren Böschungen eingeführt wird. Die Geschwindigkeitsverteilung wird mit Fall 1 und Fall 3 gut abgebildet, mit Fall 2 unterschätzt. Die Sohlschubspannungsverteilung hingegen wird mit Fall 2 gut abgebildet, mit Fall 1 über- und mit Fall 3 unterschätzt.

Für die Beurteilung der Modellgüte soll die Geschwindigkeitsverteilung massgebend sein, da diese im Experiment im Gegensatz zur Sohlschubspannung direkt gemessen werden konnte. Und diese stimmt mit Fall 1 und 3 gut überein. Mit dem Ziel vor Augen, dass die Randreibungseinflüsse im 1D- und 2D-Modell gleichermassen berücksichtigt werden und zu übereinstimmenden Sohlschubspannungen und schliesslich Geschiebe-

transportkapazitäten führen sollen, ist ein Vergleich mit der 1D-Modellierung angebracht. Dieser ergibt, dass mit der 2D-Modellierung mit Fall 3 die Sohlschubkraft T_b und $\%SF_b$ mit der 1D-Modellierung übereinstimmt (Tab. 4.6). Dazu wurden $f_T = 5$, $k_{St,b} = 103\ m^{1/3}/s$ (übereinstimmend mit dem Experiment resp. mit dem 1D-Modell) und $k_{St,w} = 76\ m^{1/3}/s$ (zusätzlich erhöhte Böschungsrauheit) gewählt. Die tiefengemittelte Geschwindigkeitsverteilung folgt grundsätzlich den experimentellen Resultaten, mit Ausnahme der böschungsfussnahen, durch Sekundärströmungen bedingten lokalen Maxima.

Die Untersuchung der unterschiedlichen Fälle bestätigt, dass mit dem 2D-Modell, unter Anwendung des Turbulenzmodells mit $f_T = 5$ und zusätzlicher Kalibrierung und Erhöhung der Böschungsrauheit, die laterale Geschwindigkeits- und Sohlschubspannungsverteilung in kompakten Gerinnen so widergegeben werden kann, dass die resultierenden mittleren Grössen mit dem 1D-Modell konsistent sind und die laterale Verteilung mit experimentellen Untersuchungen vergleichbar sind.

4.5 Sensitivität der 1D- und 2D-Reibungsansätze

4.5.1 Überblick

Die beiden Reibungsansätze im 1D- und 2D-Modell werden im Trapez- und Rechteckprofil für diverse Parametervariationen auf ihre Sensitivität geprüft. Ausgehend von einem Referenzfall werden der Einfluss der Wandreibung, der Böschungsneigung, der Gitterauflösung, des Turbulenzmodells und der Profilrelation auf die Randschubspannungsverteilung und die mittleren Randschubkräfte der Teilbereiche betrachtet. Der Fokus liegt dabei auf relativen Unterschieden resp. auf dem Vergleich zwischen dem 2D- und dem 1D-Modell.

Der Referenzfall, auf den sich die Sensitivitätsanalyse stützt, ist in Abb. 4.12 definiert. Die Gitterauflösung ist fein gewählt, um die lateralen Gradienten der Geschwindigkeit und Sohlschubspannungen gut abzubilden. Die darauf aufbauende Parametervariation der Sensitivitätsanalyse ist in Tab. 4.7 gelistet, unterteilt in Trapez- und Rechteckgeometrie für das 1D- und 2D-Modell. Darin sind die Werte aus dem Referenzfall jeweils fett hervorgehoben. Um den Einfluss der unterschiedlichen Variablen zu ermitteln, werden folgende Resultate verglichen:

- Q / h / k_{St}: Je nach Variante 'Kalibrierung', 'Prognose' oder 'Kapazität' ist einer der drei Parameter variabel und wird als Vergleichsgrösse verwendet.

- T_b: Gibt die absolute Sohlschubkraft wieder, sagt aber noch nichts über die lokale Verteilung aus und nichts über die Transportwirksamkeit.
- $\%SF_b$: Gibt Auskunft über die Aufteilung der totalen Randschubkraft auf die Teilbereiche Sohle und Böschung.
- G_b: Mit einer theoretischen Geschiebetransportkapazität wird die Querverteilung der Sohlschubspannung im 2D-Modell und nur der transportwirksame Anteil von T_b berücksichtigt; τ_{bi} in einer Zelle wird nur dann wirksam, falls der Grenzwert für den Bewegungsbeginn überschritten wird. Der Berechnung der Geschiebetransportkapazität G_b in kg/s liegt die MPM-Formel (Gleichung (2.10)) mit $f_{bf} = 0.85$ nach Gleichung (2.12) und einem Einkornmaterial mit $d = 0.01$ m zugrunde.

Q = 154.6 m^3/s
h = 3 m
$k_{St,b} = k_{St,w}$ = 30 $m^{1/3}/s$
J = 3‰
b = 15 m
α = 45° (Trapez)
$b_c = b_{cw} = b_{bc}$ = 0.5 m
Δx = 3 m
Rechteckzellen

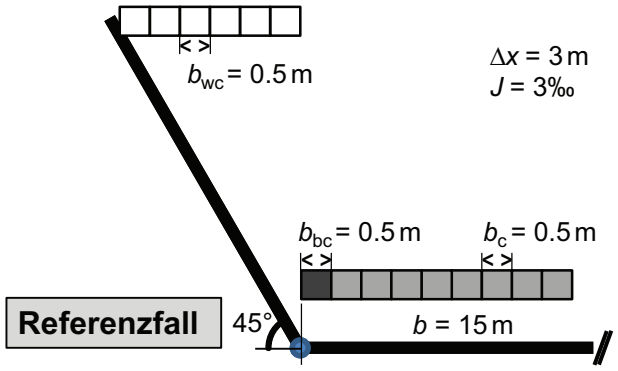


Abb. 4.12 Parameter und Skizze des Referenzfalls.

*Tab. 4.7 Zusammenstellung der Parametervariation mit Referenzfall in **fett**.*

			Trapez		Rechteck	
Parameter		Variation	1D	2D	1D	2D
$k_{St,w}$	$m^{1/3}/s$	20, **30**, 40	x	x	x	x
α	°	20, 30, **45**	x	x		
f_T	-	0, **1**, 2, 5		x		x
b	m	**15**, 30, 45	x	x	x	x
b_{bc}	m	**0.5**, 1.5, 3				x
Wandreibung		**ein**, aus				x

4.5.2 Trapezprofil

Einfluss Rauheitsverhältnisse

Ausgehend vom Referenzfall mit homogen verteilter Rauheit von $k_{St,b} = k_{St,w} = 30\ m^{1/3}/s$ wird die Rauheit der Böschung auf $k_{St,w} = 20\ m^{1/3}/s$ erhöht, resp. auf $k_{St,w} = 40\ m^{1/3}/s$ verringert. Der Vergleich wird für die Variante 'Kapazität' mit h = 3 m gezogen. Die 1D- und 2D-Resultate sind tabellarisch in Tab. 4.8 aufgelistet. Die laterale Verteilung von u_x und τ_b aus der 2D-Modellierung sind in Abb. 4.13 dargestellt.

Die laterale Randschubspannungsverteilung zeigt für alle drei Fälle einen ähnlichen Verlauf in Gerinnemitte auf. Gegen die Böschung hin nimmt die Sohlschubspannung ab, wobei die Abnahme umso stärker ausfällt, je rauer die Böschung ist. Auf der Böschung nimmt die Schubspannung gegen aussen hin rasch ab, da auch die Abflusstiefe stark verringert wird. Die auffällige Schubspannungsspitze am Böschungsfuss bei rauer Böschung rührt daher, dass sich bei ähnlicher Hydraulik in den benachbarten Zellen die Sohlenrauheit schlagartig ändert.

Mit erhöhter Böschungsrauheit wird die Abflusskapazität und dadurch auch die mittlere Geschwindigkeit reduziert. Entsprechend nimmt $\%SF_b$ und die Geschiebetransportkapazität ab. In Abb. 4.14 sind Q und G_b in Abhängigkeit der Böschungsrauheit dargestellt. Erkennbar ist, dass im 1D-Modell die Beziehung steiler verläuft als im 2D-Modell. Dies bedeutet, dass Q und G_b auf Rauheitsveränderungen der Böschung im 1D-Modell stärker als im 2D-Modell reagieren.

Mit dem Ziel, ausgehend von gleichen Abflüssen übereinstimmende Sohlschubkräfte und Geschiebetransportkapazitäten im 1D- und 2D-Modell zu erzeugen, muss der Einfluss der Böschungsreibung im 2D-Modell verstärkt werden, indem z. B. die Rauheit erhöht wird. In diesem Vorgehen wird das 2D-Modell an das 1D-Modell angepasst unter der Annahme, dass der 1D-Einstein-Ansatz zu korrekten Verhältnissen führt.

Tab. 4.8 Resultate für unterschiedliche Böschungsrauheiten.

h = 3 m		1D						2D			
$k_{St,b}$	$k_{St,w}$	u_m	τ_{bm}	Q	T_b	$\%SF_b$	G_b	Q	T_b	$\%SF_b$	G_b
[$m^{1/3}/s$]	[$m^{1/3}/s$]	[m/s]	[N/m^2]	[m^3/s]	[N/m]	[%]	[kg/s]	[m^3/s]	[N/m]	[%]	[kg/s]
30	40	3.13	77.5	169.2	1162	73	363	182.3	1323	83	450
30	30	2.86	67.7	154.6	1015	64	289	174.5	1265	80	418
30	20	2.40	51.9	129.6	779	49	183	163.7	1184	75	377

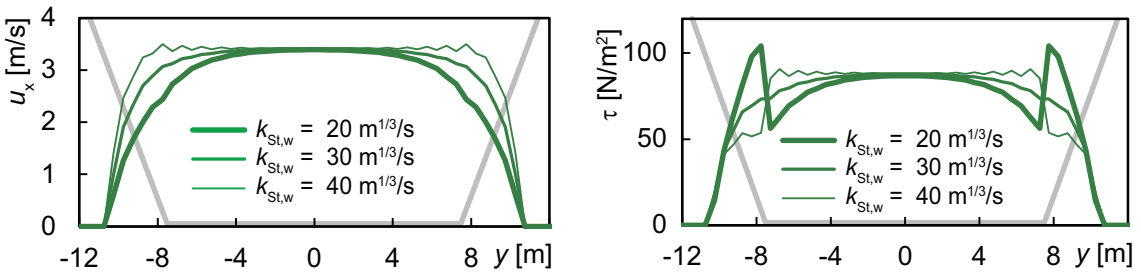


Abb. 4.13 Laterale Verteilung der Fliessgeschwindigkeit (links) und der Randschubspannung (rechts) für $k_{St,b} = 30\ m^{1/3}/s$ und unterschiedliche Böschungsrauheiten $k_{St,w}$.

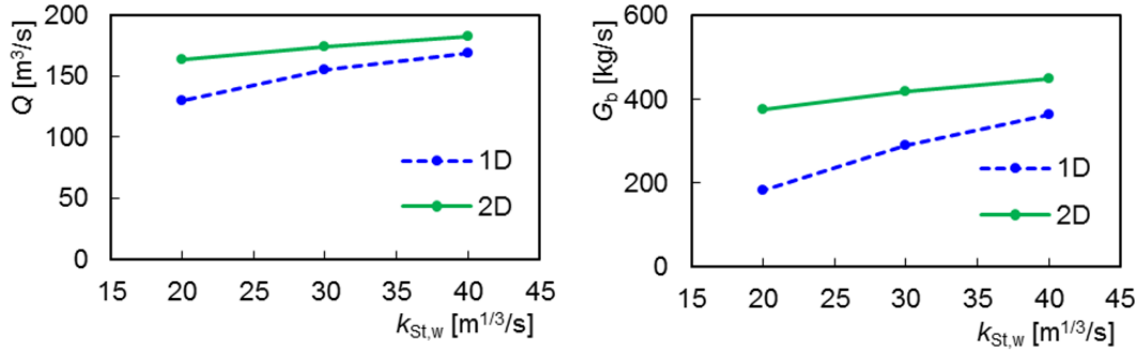


Abb. 4.14 Einfluss der Böschungsrauheit auf die Abflusskapazität Q (links) und die Geschiebetransportkapazität G_b (rechts) im 1D- und 2D-Modell.

Einfluss Turbulenzmodell und f_T

Für die Modellierungsvariante 'Prognose', mit vorgegebenem Abfluss und Rauheit, sind ausgehend vom Referenzfall systematische 2D-Modellierungen mit ($f_T > 0$) und ohne ($f_T = 0$) Turbulenzmodell gemacht und mit 1D-Modellierungen verglichen worden. Für den Fall mit Turbulenzmodell wurde der Kalibrierungsfaktor f_T variiert. Abb. 4.15 bis Abb. 4.17 zeigen die Randschubspannungsverteilung im Querschnitt für eine raue Böschung ($k_{St,w} = 20$ m$^{1/3}$/s), für homogene Rauheitsverteilung ($k_{St,w} = 30$ m$^{1/3}$/s) und für eine glattere Böschung ($k_{St,w} = 40$ m$^{1/3}$/s).

Im Sohlenbereich wird mit dem Turbulenzmodell eine laterale Variabilität der Sohlschubspannung erreicht, wie sie auch in Laborversuchen gemessen wird. Ohne Turbulenzmodell ist τ_b über die Breite konstant und wird überschätzt. Zunehmende Werte von f_T führen zu einer generellen Abnahme der Sohlschubspannung. Der Einfluss der Böschungsrauheit wird verstärkt und reicht bis in Gerinnemitte. Die Wirkung von f_T, aber auch des Turbulenzmodells als Ganzes, wird umso geringer, je glatter die Böschung ist. Mit $k_{St,w} = 40$ m$^{1/3}$/s sind nur sehr kleine Veränderungen von τ_b gegenüber dem Fall ohne Turbulenzmodell zu erkennen.

Im Böschungsbereich hat sowohl das Turbulenzmodell an sich, als auch f_T einen grossen Einfluss. Ohne Turbulenzmodell nehmen die Schubspannungen auf der Böschung gegen aussen hin linear ab, analog zur Abflusstiefe. Die Böschungsrauheit hat dabei keinen relevanten Einfluss. Mit dem Turbulenzmodell nehmen die Schubspannungen auf der Böschung gegen aussen hin nicht mehr linear ab. Diese Nichtlinearität ist umso ausgeprägter, je grösser f_T ist. Bei rauer Böschung nimmt die Schubspannung in Böschungsmitte sogar nochmals zu und erreicht ein Maximum, das umso grösser ist, je grösser f_T ist.

Für die Geschiebetransportmodellierung im Sohlenbereich ist die Böschungsschubspannung nicht von direkter Bedeutung. Da aber in angewandten Modellierungen oft Randschubspannungen für die Dimensionierung von Massnahmen (z. B. Böschungsstabilität) oder hinsichtlich möglicher Modellierung von Böschungserosion in anderen Zusammenhängen verwendet werden ist eine gute Abbildung der Randschubspannung im Böschungsbereich notwendig. Gemäss Angaben in der Literatur erreicht die Böschungsschubspannung ihr Maximum im Rechteckprofil in einer Höhe über der Sohle von 0.6 h. Je flacher die Böschung ausgebildet ist, umso weiter verschiebt sich dieses Maximum Richtung Böschungsfuss. Ein solches Maximum wird mit dem Turbulenzmodell im 2D-Modell auf der Böschung ebenfalls erzeugt. Das Maximum im Fall von rauer Böschung tritt bei $z \approx 0.3\ h$ über der Gerinnesohle auf.

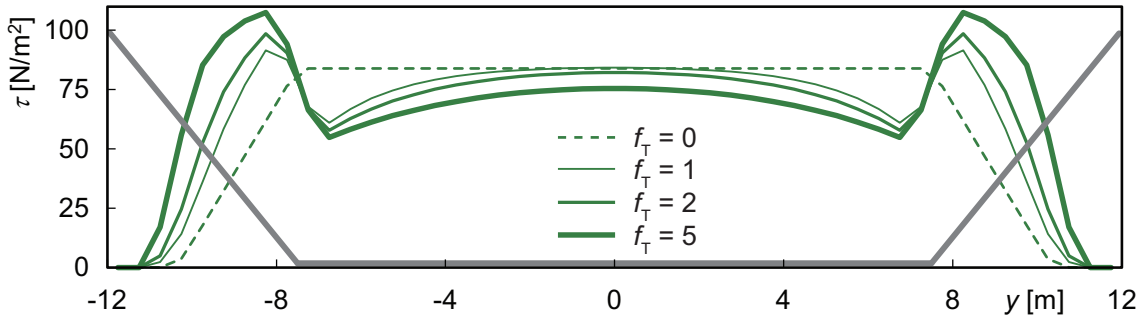


Abb. 4.15 Einfluss von f_T auf laterale Randschubspannungsverteilung für rauere Böschung als Sohle, d. h. $k_{St,w} = 20\ m^{1/3}/s$.

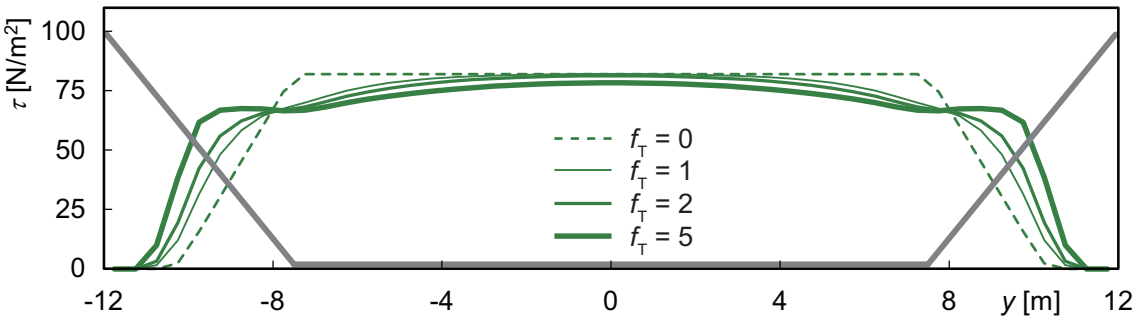


Abb. 4.16 Einfluss von f_T auf laterale Randschubspannungsverteilung für homogene Rauheitsverhältnisse.

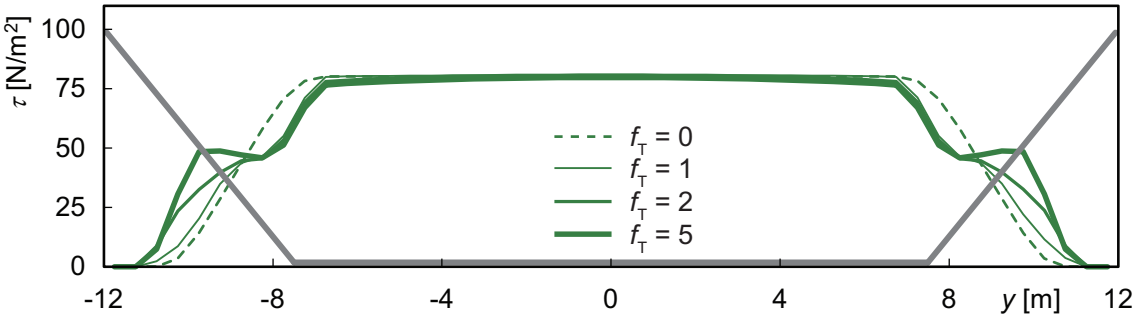


Abb. 4.17 Einfluss von f_T auf laterale Randschubspannungsverteilung für glattere Böschung als Sohle, d. h. $k_{St,w} = 40\ m^{1/3}/s$.

Abb. 4.18 zeigt, wie sich die Abflusstiefe (links) und $\%SF_b$ (rechts) bei vorgegebenen Q und Rauheitswerten in Abhängigkeit von f_T verändert. Als Vergleich sind die Resultate aus der 1D-Modellierung angegeben.

Sowohl im 1D-Modell als auch im 2D-Modell nimmt h mit zunehmender Böschungsrauheit zu. Im 2D-Modell ist dieser Effekt geringer als im 1D-Modell, nimmt aber mit grösserem f_T zu. Für $\%SF_b$ gelten ähnliche Beziehungen. Eine Erhöhung der Böschungsrauheit von $k_{St,w} = 40$ auf 20 $m^{1/3}/s$ reduzierte $\%SF_b$ im 1D-Modell um 28 Prozentpunkte auf 46%, im 2D-Modell mit $f_T = 5$ um 16 Prozentpunkte auf 65%. Ohne Turbulenzmodell hingegen wirkt sich eine Veränderung der Böschungsrauheit überhaupt nicht auf $\%SF_b$ aus.

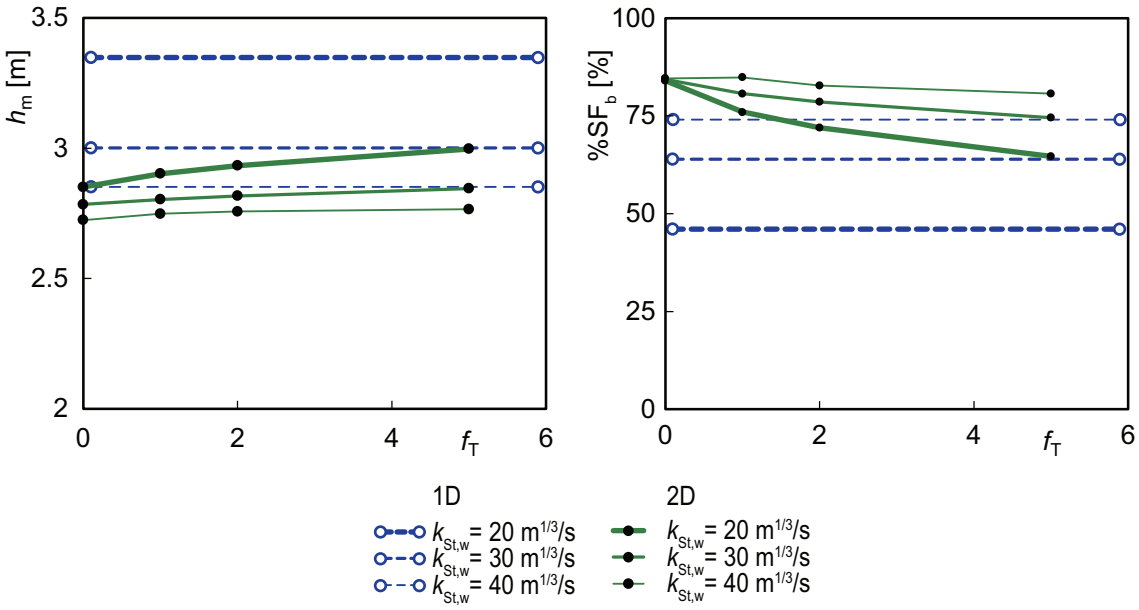


Abb. 4.18 Einfluss von f_T auf die Abflusstiefe (links) und %SF_b (rechts) im Vergleich zu den Resultaten aus dem 1D-Modell.

Mit dem Turbulenzmodell wird eine laterale Variabilität der Sohlschubspannung erzeugt, wie sie auch in Laborversuchen und Naturmessungen zu beobachten ist. Auch im Böschungsbereich stimmt die Böschungsschubspannungsverteilung besser mit Angaben aus der Literatur überein, falls mit Turbulenzmodell gerechnet wird. Mit dem Kalibrierungsfaktor f_T wird der Böschungsreibungseffekt verstärkt und somit auch die Unterschiede infolge verschiedener Böschungsrauheiten verdeutlicht. Mit dem Turbulenzmodell und erhöhtem f_T werden die Differenzen zum 1D-Modell reduziert (Abb. 4.19). Mit $f_T = 44$ stimmt h mit dem 1D-Resultat für den Referenzfall ($k_{St,b} = k_{St,w} = 30$ m$^{1/3}$/s) exakt überein ($h = 3$ m). Aus dem Vergleich mit Geschwindigkeits- und Sohlschubspannungsverteilungen im Labor in Abschnitt 4.4 resultieren gute Ergebnisse mit $f_T = 5$ und gleichzeitiger Korrektur der Böschungsrauheit. Es stellt sich deshalb die Frage, ob eine beliebige Erhöhung von f_T zulässig ist oder nicht. Zur Klärung dieser Frage wird ausgehend vom Referenzfall die Sohlschubspannungsverteilung für unterschiedliche f_T überprüft (Abb. 4.20). Der Vergleich zeigt, dass sich die laterale Verteilung von τ mit grösserem f_T stark verändert. Mit $f_T > 40$ weist die Verteilung sogar eine konkave Form auf und führt zu minimalen Sohlschubspannungen in Gerinnemitte. Dies stimmt nicht mit Messungen in Laborversuchen überein.

Der Faktor f_T beliebig zu erhöhen, führt zwar zu im Vergleich zum 1D-Modell "korrekten" mittleren Werten von h und %SF_b, gleichzeitig aber zu einer falschen lateralen Verteilung der Sohlschubspannung und der Geschwindigkeiten; f_T sollte daher nur in

einem beschränkten Bereich und in Kombination mit einer Erhöhung der Böschungsrauheit variiert werden. Empfehlungen in der Literatur liegen im Bereich von $1.5 < f_T < 13.5$ (FISCHER ET AL. 1979, NUJIC 2013). Der Wert $f_T = 5$ liegt in diesem Bereich.

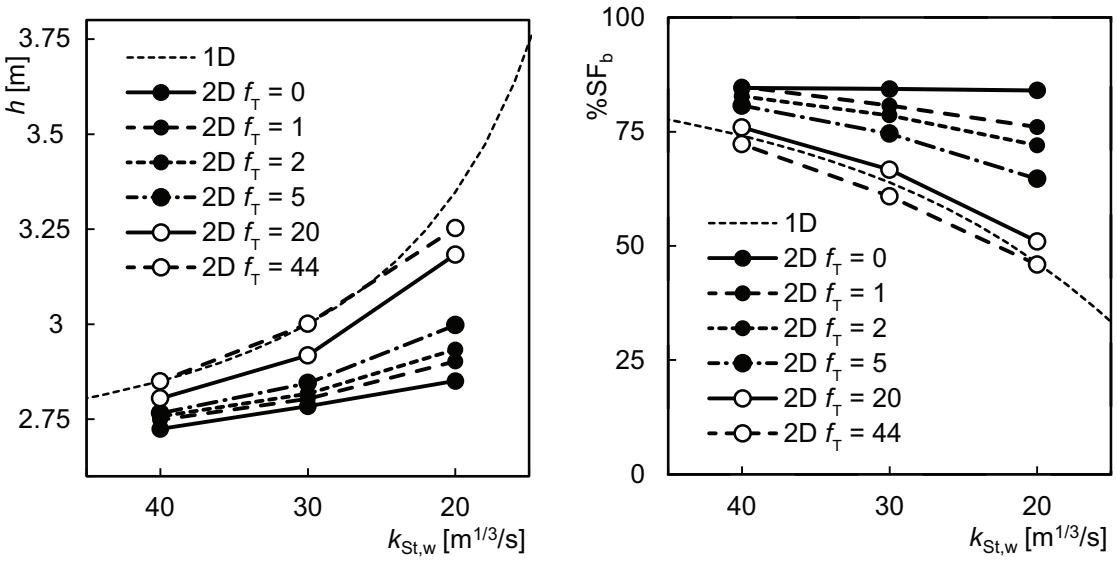


Abb. 4.19 Einfluss der Böschungsrauheit im 1D- und 2D-Modell auf h (links) und auf %SF$_b$ (rechts) für unterschiedliche f_T.

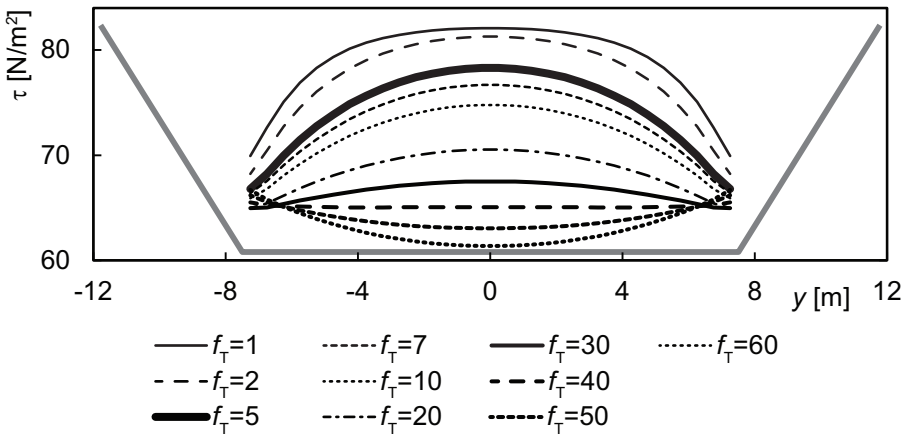


Abb. 4.20 Einfluss von f_T auf die laterale Verteilung von τ für den Referenzfall.

Einfluss Böschungsneigung

Der Einfluss der Böschungsneigung wird anhand der Variante 'Kapazität' mit $h = 3$m ausgehend vom Referenzfall für drei unterschiedliche Böschungswinkel $\alpha = 45°$, 30°, 15° dargestellt. Für die 2D-Simulation sind die laterale Verteilung von u_x und τ_b für die unterschiedlichen Böschungswinkel gegenübergestellt, einmal für homogen verteilte Rauheit (Abb. 4.21) und einmal für heterogen verteilte Rauheit mit rauer Böschung (Abb. 4.22). In den für Geschiebetransport wirksamen Zellen führt eine flachere Bö-

schung zu einer Zunahme von u_x und τ. Der Einfluss der Böschungsneigung auf die Sohlschubspannung im 2D-Modell ist bei homogener Rauheit gering, bei rauer Böschung kaum erkennbar. Abb. 4.23 verdeutlicht den geringen Einfluss von α auf die Geschiebetransportkapazität. Im Vergleich zu $\alpha = 45°$ nimmt die Geschiebetransportkapazität mit flacherem Winkel um weniger als 3% zu. Im 1D-Modell nimmt die Geschiebetransportkapazität im homogenen Fall um bis zu 11% und mit rauer Böschung um bis zu 27% ab.

Ein Vergleich mit der Literatur zeigt, dass in diesem Fall der Einfluss der Böschungsneigung durch die 2D-Modellierung besser wiedergegeben wird als durch die 1D-Modellierung. ANSARI (2011) konnte mit seinen numerischen Modellierungen zeigen, dass für ein bestimmtes *b*/*h*-Verhältnis mit abnehmendem α die mittleren Sohlschubspannungen zunehmen. Diese Tendenz ist deutlich für kompakte Kanäle, nimmt aber mit zunehmendem *b*/*h*-Verhältnis bei breiten Profilen ab. In jedem Fall aber nimmt die mittlere Sohlschubspannung mit flacherer Böschung zu. Das 1D-Modell reagiert genau umgekehrt und gibt für geringere Böschungsneigungen auch geringere Sohlschubspannungen resp. Geschiebetransportkapazitäten aus.

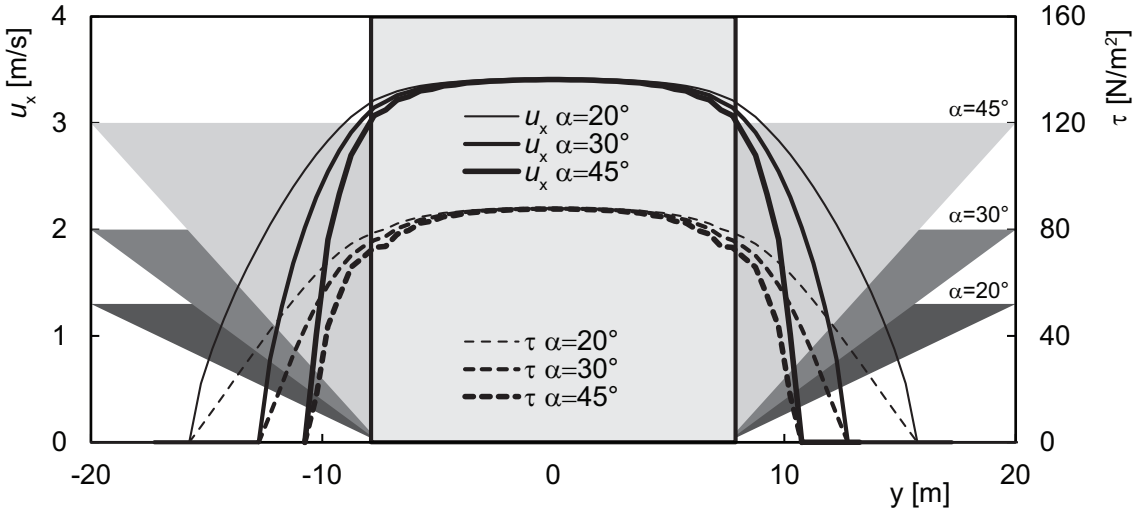


Abb. 4.21 Einfluss der Böschungsneigung auf die laterale Verteilung von u und τ bei homogen verteilter Rauheit.

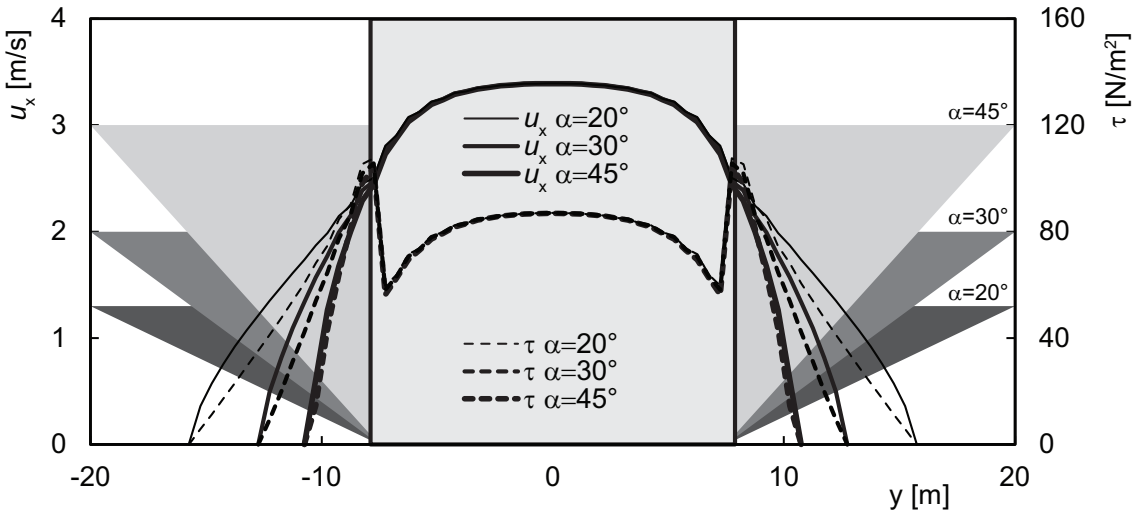


Abb. 4.22 Einfluss der Böschungsneigung auf die laterale Verteilung von u und τ bei heterogen verteilter Rauheit mit rauerer Böschung als Sohle, d. h. $k_{St,w}$ = 20 $m^{1/3}/s$.

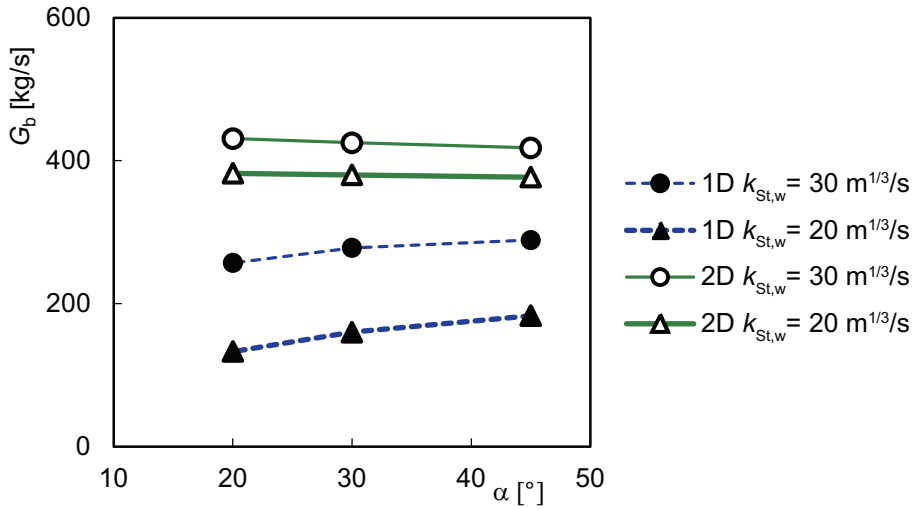


Abb. 4.23 Einfluss der Böschungsneigung auf die Geschiebetransportkapazität im 1D- und 2D-Modell je für unterschiedliche Böschungsrauheiten.

Einfluss Breitenverhältnis

Für die Variante 'Kapazität' wurde ausgehend vom Referenzfall die Sohlenbreiten auf b = 30 und 45 m verbreitert. Dadurch änderte sich auch das b/h-Verhältnis. Abb. 4.24 zeigt für diverse Sohlenbreiten die laterale Verteilung von u und τ. In Gerinnemitte wird jeweils ein Maximum erreicht. Bei sehr breitem Gerinne bleibt der maximale Wert im mittleren Gerinnebereich von der Böschung unbeeinflusst und über eine gewisse Breite erhalten. Gegen die Böschung hin beginnt die Böschungsreibung zunehmend zu wirken, u und τ werden durch die Böschungsreibung reduziert. Der Einflussbereich der Böschungsreibung ins Gerinne hinein ist auf eine maximale Länge beschränkt. Wird diese

Länge definiert als Distanz zwischen dem Böschungsfusspunkt und dem Punkt, wo $\tau = 0.99\ \tau_{max}$ (mit τ_{max} in Gerinnemitte), so beträgt diese Einflusslänge bei $b = 45$ m und $b = 30$ m jeweils 5 m, bei $b = 15$ m hingegen 4 m.

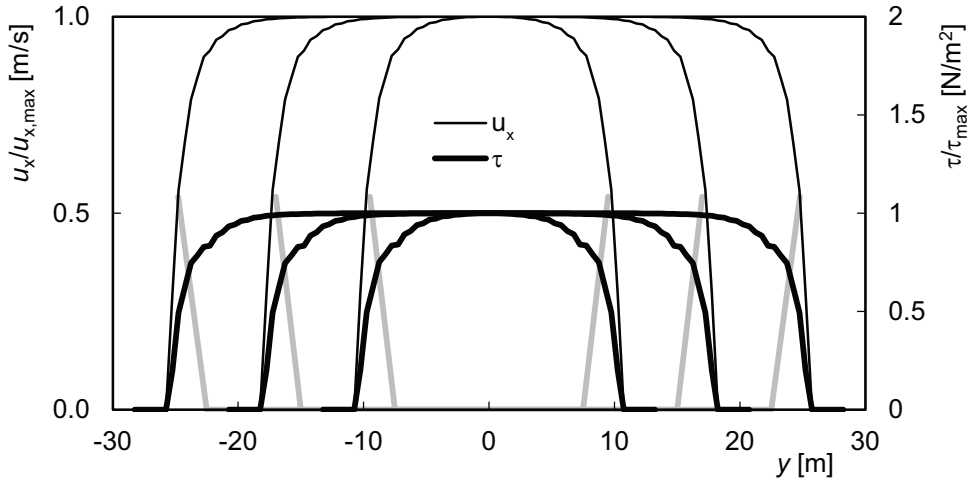


Abb. 4.24 Einfluss der Gerinnebreite auf u und τ für gleichbleibende Abflusstiefe.

Für die Variante 'Kalibrierung' wurde die homogen verteilte Rauheit für die unterschiedlichen Breitenverhältnisse so angepasst, dass die 2D-Abflusskapazität bei $h = 3$m derjenigen aus der 1D-Berechnung entspricht. Die daraus resultierenden $\%SF_b$ für die unterschiedlichen b/h-Verhältnisse sind in Abb. 4.25 dargestellt. Die prozentuale Sohlschubspannung $\%SF_b$ reagiert mit zunehmendem b/h-Verhältnis in ähnlicher Weise wie mit dem 1D-Modell. Mit zunehmendem b/h strebt $\%SF_b$ gegen 100, wobei die Einflüsse der Böschungsreibung relativ gesehen immer geringer werden. Während das 2D-Modell ohne Turbulenzmodell die Sohlschubspannung gegenüber dem 1D-Modell deutlich überschätzt, wird mit dem Turbulenzmodell diese Überschätzung reduziert. In kompakten Gerinnen ist die Anwendung des Turbulenzmodells im 2D-Modell nötig, um den Einfluss der Böschungsreibung besser zu berücksichtigen

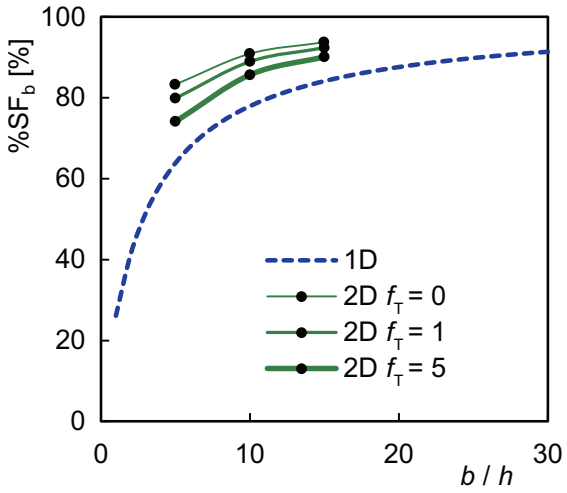


Abb. 4.25 Vergleich der Abhängigkeit von $\%SF_b$ zu b/h im 1D-Modell und 2D-Modell für unterschiedliche f_T.

Turbulenzmodell mit gleichzeitiger Korrektur der Böschungsrauheit

Der Vergleich mit Labordaten und 1D-Modellierungen in Abschnitt (4.4) hat ergeben, dass mit dem 2D-Modell in kompakten Gerinnen dann ein optimales Resultat erzielt werden kann, wenn – ausgehend von identischen Sohlenrauheitskoeffizienten – das Turbulenzmodell mit $f_T = 5$ in Kombination mit einer korrigierten Böschungsrauheit gewählt wird. Letztere muss verstärkt werden, um den Einfluss der Böschung zu vergrössern.

Dass eine beliebige Erhöhung von f_T nicht sinnvoll ist, da dann die laterale Verteilung der tiefengemittelten Geschwindigkeit und Sohlschubspannung nicht mehr der typischen Verteilung aus Labormessungen entspricht, wurde in Abschnitt 4.5.2 und Abb. 4.20 gezeigt. Im Folgenden wird gezeigt, dass eine alleinige Anpassung der Böschungsrauheit ohne Anwendung des TM nicht ausreicht, um den Einfluss der Böschungsreibung angemessen zu berücksichtigen, sondern dass nur die Kombination beider Massnahmen, TM mit korrigierter Böschungsrauheit, zu den gewünschten Resultaten und zu einem robusten Modell führt. Damit kann der Einfluss der Böschung auch mit anderen Abflüssen resp. Profilrelationen gut reproduziert werden.

Für die Modellierungsvariante 'Prognose', mit vorgegebenem Q und k_{St}, wurden ausgehend vom Referenzfall systematische Modellierungen für unterschiedliche Böschungsrauheiten $k_{St,w}$ durchgeführt. Ziel war es, mit dem 2D-Modell übereinstimmende h und $\%SF_b$ wie mit dem 1D-Modell zu erhalten. Dazu wurde im 2D-Modell mit TM ($f_T = 5$) und ohne TM ($f_T = 0$) modelliert und $k_{St,w,2D}$ gegenüber $k_{St,w,1D}$ korrigiert.

Die 1D-Modellierung für Q = 154.6 m^3/s für variable $k_{St,w}$ führt mit zunehmender Böschungsrauheit zu einer grösseren Abflusstiefe h (Abb. 4.26, links) und zu einer geringeren prozentualen Sohlschubspannung %SF$_b$ (Abb. 4.26, rechts). Die 2D-Modellierung mit gleichen $k_{St,w}$ wie im 1D-Modell reproduziert den Böschungsreibungseinfluss in beiden Fällen ungenügend, sowohl ohne Turbulenzmodell (f_T = 0) als auch mit Turbulenzmodell (f_T = 5). Die Böschungsreibung führt nicht zum gleichen Anstieg von h wie im 1D-Modell (Abb. 4.26, links). Entsprechend wird in beiden Fällen auch %SF$_b$ überschätzt (Abb. 4.26, rechts).

Soll die Böschungsreibung im 2D-Modell ohne Turbulenzmodell zu gleichen Wasserspiegeln wie mit dem 1D-Modell führen, dann muss $k_{St,w,2D}$ kalibriert werden (Abb. 4.26, links). Für $k_{St,w,1D}$ = 40 m$^{1/3}$/s muss die Böschungsrauheit um 20 m$^{1/3}$/s auf $k_{St,w,2D}$ = 20 m$^{1/3}$/s und für $k_{St,w,1D}$ = 30 m$^{1/3}$/s muss die Böschungsrauheit um 29 m$^{1/3}$/s auf $k_{St,w,2D}$ = 1 m$^{1/3}$/s reduziert werden. Für $k_{St,w,1D}$ = 20 m$^{1/3}$/s ist eine Kalibrierung nicht mehr möglich. Trotz übereinstimmendem Wasserspiegel wird im 2D-Modell %SF$_b$ nach wie vor deutlich überschätzt (Abb. 4.26, rechts). Mit einer Korrektur der Böschungsrauheit alleine, ohne Turbulenzmodell, können nicht gleiche Resultate wie mit dem 1D-Modell erzielt werden.

Erfolgt die Kalibrierung der Böschungsrauheit mit gleichzeitiger Anwendung des Turbulenzmodells mit f_T = 5, so genügt es für alle drei Rauheitsverhältnisse, $k_{St,w,1D}$ um 10 m$^{1/3}$/s zu reduzieren. Damit stimmen nicht nur h sondern auch %SF$_b$ im 1D- und 2D-Modell überein (Abb. 4.27).

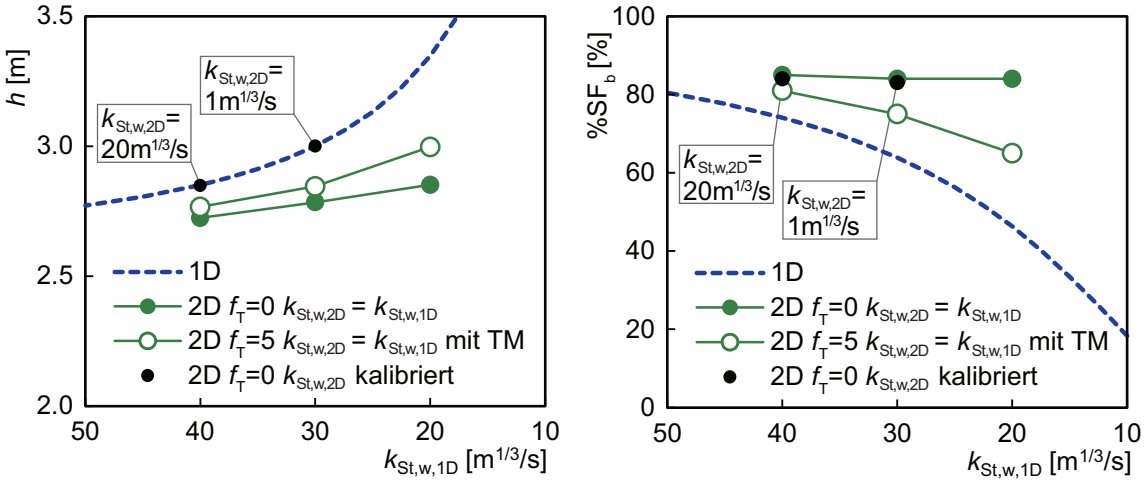


Abb. 4.26 Abflusstiefe h (links) und %SF$_b$ (rechts) in Abhängigkeit von $k_{St,w}$ mit dem 1D-Modell und mit dem 2D-Modell mit TM (f_T = 5) und ohne TM (f_T = 0) sowie ohne TM aber mit kalibrierter Böschungsrauheit $k_{St,w,2D}$.

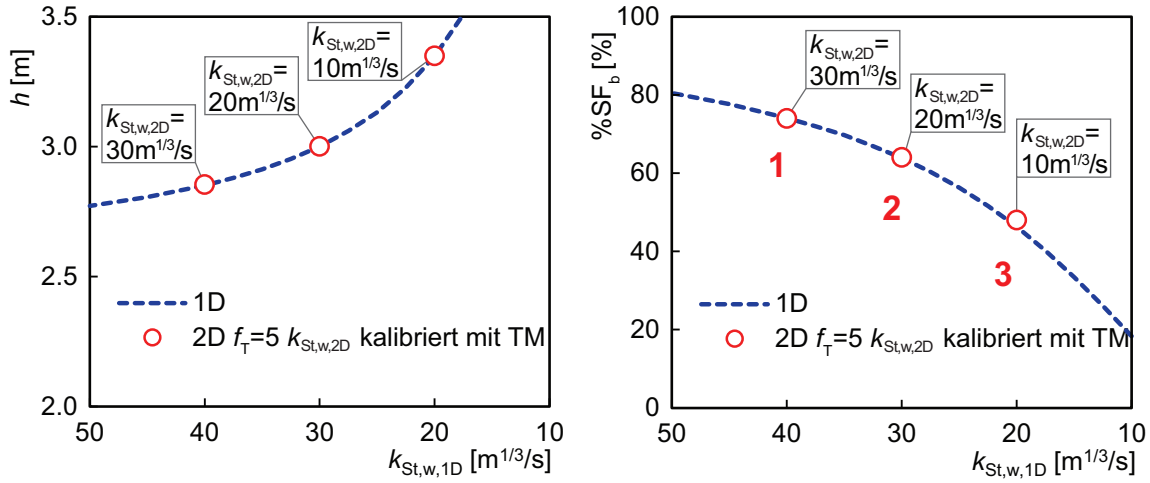


Abb. 4.27 Abflusstiefe h (links) und %SF$_b$ (rechts) in Abhängigkeit von $k_{St,w}$ mit dem 1D-Modell und mit dem 2D-Modell mit TM (f_T = 5) und gleichzeitig korrigierter Böschungsrauheit $k_{St,w,2D}$.

Um zu überprüfen, ob die Korrektur der Böschungsrauheit in Kombination mit dem Turbulenzmodell im 2D-Modell eine robuste Lösung ist, und ob der Einfluss der Böschungsreibung mit dieser Lösung auch für andere Profilrelationen resp. Abflüsse zu vergleichbaren Resultaten von *h* und %SF$_b$ im 1D- und 2D-Modell führt, werden diverse Profilrelationen modelliert. Für die drei Rauheitskombinationen 1, 2 und 3 in Abb. 4.27 (rechts) wird *Q* jeweils auf $Q = 24.5$ m$^{1/3}$/s reduziert (16% des Referenzabflusses) resp. auf $Q = 253$ m$^{1/3}$/s erhöht (164%). Die Profilrelation wird dadurch erhöht resp. verringert. Für alle drei Rauheitskombinationen 'glatte Böschung' (1), 'homogene Rauheit' (2) und 'raue Böschung' (3) ist $k_{St,b} = 30$ m$^{1/3}$/s und $k_{St,w,2D}$ gegenüber $k_{St,w,1D}$ jeweils um 10 m$^{1/3}$/s reduziert. Abb. 4.28 stellt für alle drei Fälle die 1D- und 2D-Resultate von *h* und %SF$_b$ gegenüber. Die Abflusstiefen im 2D-Modell stimmen in allen Fällen sehr gut mit dem 1D-Modell überein. Die Abweichungen liegen bei maximal 4%. Die Abweichungen Δ%SF$_b$ im 2D-Modell gegenüber dem 1D-Modell sind bei homogener Rauheit und glatter Böschung Δ%SF$_b$ < 3%, bei rauer Böschung Δ%SF$_b$ < 8%. Die Abweichungen sind sehr gering. Sie liegen in der Grössenordnung der diskutierten Unsicherheiten unterschiedlicher Approximationen zur Abschätzung der Randschubspannung (Abschnitt 4.3).

Das 2D-Modell, unter Anwendung des Turbulenzmodells mit $f_T = 5$ und korrigierter Böschungsrauheit, reagiert sehr robust auf eine Änderung der Profilrelation und reproduziert den Einfluss der Böschungsreibung auf *h* und %SF$_b$ gleichermassen wie das 1D-Modell.

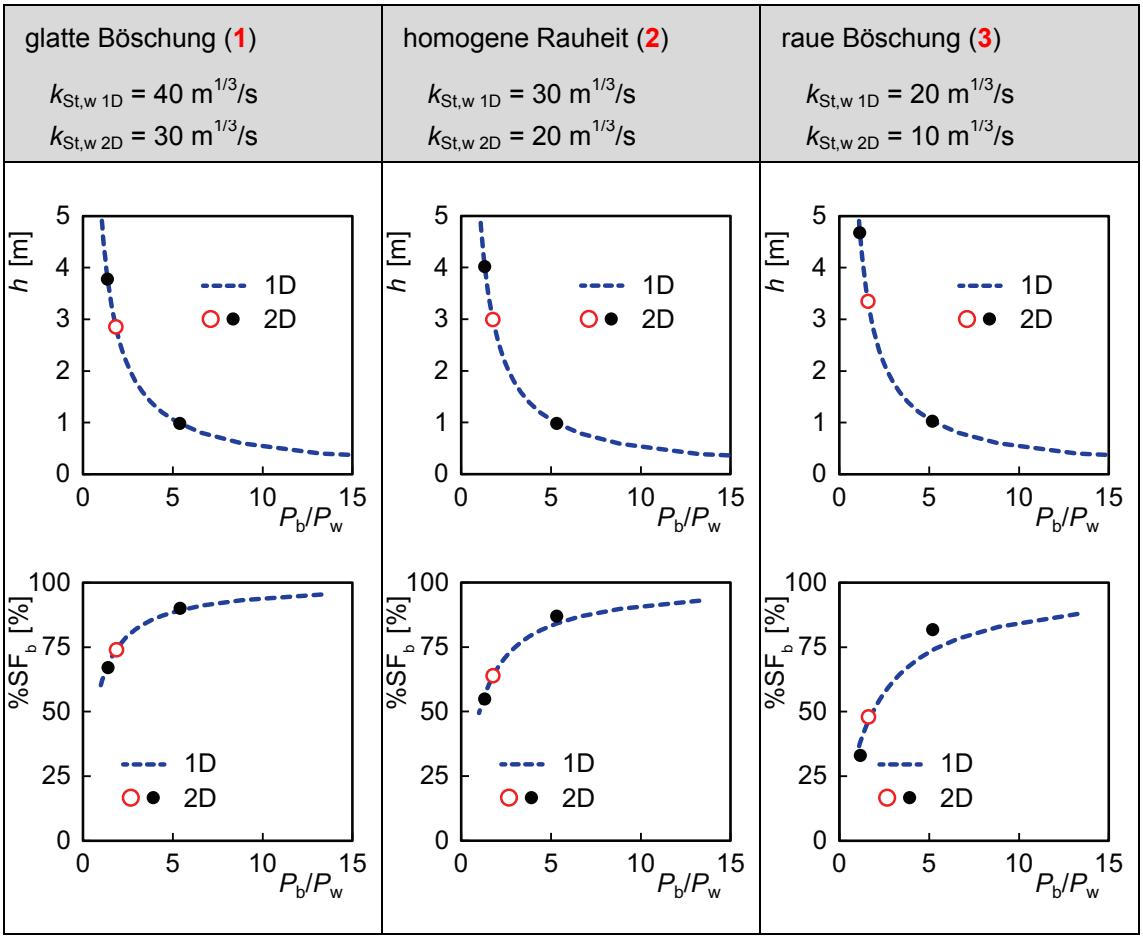


Abb. 4.28 Überprüfung der Robustheit der in Abb. 4.27 aufgezeigten kalibrierten Fälle 1, 2 und 3. Dazu werden für die drei Fälle jeweils Q verkleinert resp. vergrössert und dadurch die Profilrelation verändert. Die Auswirkungen auf h und %SF$_b$ im 2D-Modell im Vergleich zur 1D-Modellierung sind für alle drei Fälle in Abhängigkeit der Profilrelation aufgezeigt.

4.5.3 Rechteckprofil

Einfluss Rauheitsverhältnisse

Analog zum Trapezprofil werden für den Referenzfall für die Variante 'Kapazität' im Rechteckprofil der Einfluss der Wandreibung auf die Sohlschubspannung und die Geschiebetransportkapazität untersucht. Die Resultate in Tab. 4.9 und die laterale Geschwindigkeits- und Sohlschubspannungsverteilung in Abb. 4.29 zeigen, dass der Einfluss der Wandreibung verhältnismässig gering ist. Die Beziehungen in Abb. 4.30 veranschaulichen, dass im 2D-Modell eine Änderung der Wandrauheit im Vergleich zum 1D-Modell kaum einen Einfluss hat. Während durch eine Erhöhung der Wandrauheit von $k_{St,w} = 40$ auf $k_{St,w} = 20$ m$^{1/3}$/s die Abflusskapazität im 1D-Modell um 19% und die

Geschiebetransportkapazität um 42% abnimmt, nehmen diese im 2D-Modell lediglich um 5% resp. um 9% ab.

Im Gegensatz zum Einfluss der Böschung im Trapezprofil ist der Einfluss der Wandreibung im Rechteckprofil massgeblich durch die Rechengitterauflösung gesteuert (siehe unten).

Tab. 4.9 Zusammenstellung der Resultate aus dem 1D- und 2D-Modell für unterschiedliche Wandrauheiten im Rechteckprofil.

h = 3 m		1D						2D			
Sohle	Wand	u_m	τ_{bm}	Q	T_b	$\%SF_b$	G_b	Q	T_b	$\%SF_b$	G_b
[$m^{1/3}/s$]	[$m^{1/3}/s$]	[m/s]	[N/m^2]	[m^3/s]	[N/m]	[%]	[kg/s]	[m^3/s]	[N/m]	[%]	[kg/s]
30	40	2.93	70	131.9	1051	79	307	139.3	1102	83	339
30	30	2.73	63	122.9	946	71	257	136.4	1065	80	324
30	20	2.37	51	106.5	763	58	177	132.9	1026	77	309

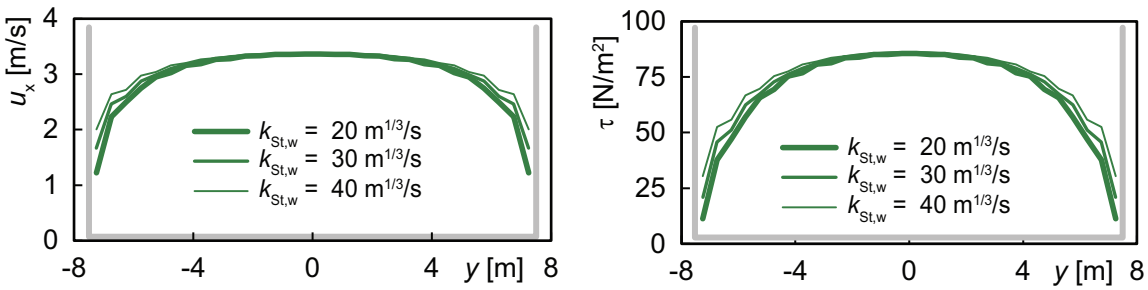


Abb. 4.29 Laterale Geschwindigkeits- (links) und Sohlschubspannungsverteilung (rechts) für unterschiedliche Wandrauheiten im Rechteckprofil.

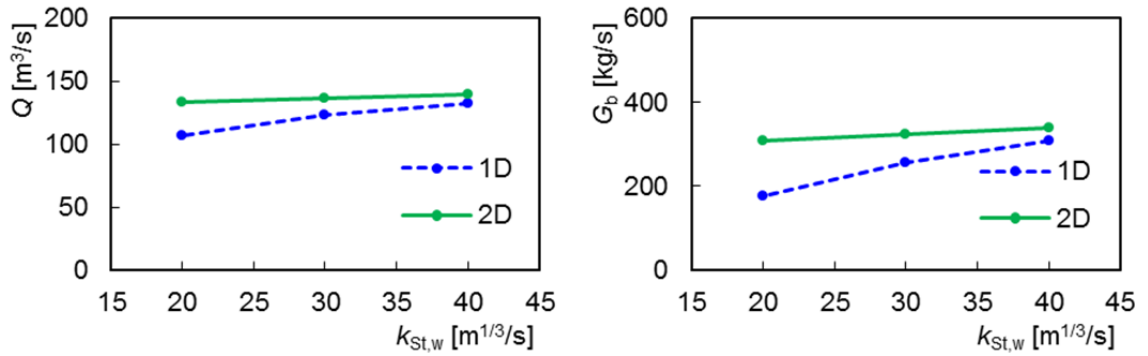


Abb. 4.30 Einfluss der Wandrauheit auf die Abflusskapazität (links) und die Geschiebetransportkapazität (rechts) im 1D- und 2D-Modell.

Einfluss Gitterauflösung

Der Einfluss der Wandreibung wird im 2D-Modell mit dem Ansatz nach BRUFAU UND NAVARRO (2000) berücksichtigt (Abschnitt 3.2.1). Die Wandreibung geht als zusätzlicher Reibungsterm in die Randzelle ein. Daher spielt die Gitterauflösung, resp. hauptsächlich die Breite der Randzelle b_{bc}, eine entscheidende Rolle. In diesem Kapitel wird deshalb auf den Einfluss von b_{bc} eingegangen.

Ausgehend vom Referenzfall werden für die Variante 'Kapazität' mit variablem Q unterschiedliche Gitterauflösungen betrachtet, wobei $b_{bc} = 0.5$ m, 1.5 m und 3 m gewählt wurden. Für die Modellierung ohne Turbulenzmodell sind in Abb. 4.31 die resultierenden Abflusskapazitäten dargestellt, wobei zusätzlich zum homogenen Fall $k_{St,w}$ variiert wurde. In Abb. 4.32 (links) sind $\%SF_b$ in Abhängigkeit von $k_{St,w}$ für unterschiedliche Gitterauflösungen b_{bc}/h dargestellt. Zusätzlich sind darin auch die Resultate aus der 1D-Modellierung dargestellt. Wie schon zuvor diskutiert, können bei übereinstimmenden Rauheiten für die unterschiedlichen Reibungsansätze im 1D- und 2D-Modell nicht identische Resultate erwartet werden. Der Vergleich mit dem 1D-Modell soll vielmehr den Effekt unterschiedlicher Wandrauheit aufzeigen und nur relativ bewertet werden.

Bei kleiner Randzellenbreite hat eine Veränderung der Wandrauheit kaum Einfluss auf die Abflusskapazität resp. auf $\%SF_b$. Erst bei grösserer Randzellenbreite ist der Effekt der Wandreibung erkennbar. Eine grössere Wandreibung führt zu einer reduzierten Abflusskapazität. Die Variation von $\%SF_b$ für die drei unterschiedlichen Wandrauheiten ist bei kleinen b_{bc} nicht vorhanden. Für $b_{bc}/h = 1$ ist die Variation von $\%SF_b$ bereits ausgeprägter aber noch nicht so deutlich wie im 1D-Modell. Der Effekt der Wandreibung wird somit gegenüber dem 1D-Modell unterschätzt.

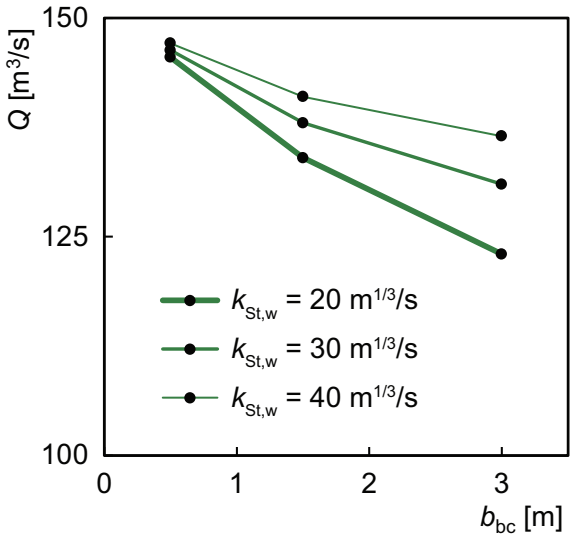


Abb. 4.31 Einfluss der Randzellenbreite auf die Abflusskapazität im 2D-Modell ohne Turbulenzmodell.

Mit Aktivierung des Turbulenzmodells mit f_T =1 bleibt die Abhängigkeit von der Gitterauflösung bestehen, der Einfluss der Wandreibung wird aber verstärkt. Entspricht die Randzellenbreite der Abflusstiefe (b_{bc}/h = 1), erreicht die Variation von %SF$_b$ nahezu die Grössenordnung der Variation im 1D-Modell (Abb. 4.32, rechts). Mit f_T = 5 stimmt die Variation von %SF$_b$ für b_{bc}/h = 1 mit der Variation im 1D-Modell in etwa überein.

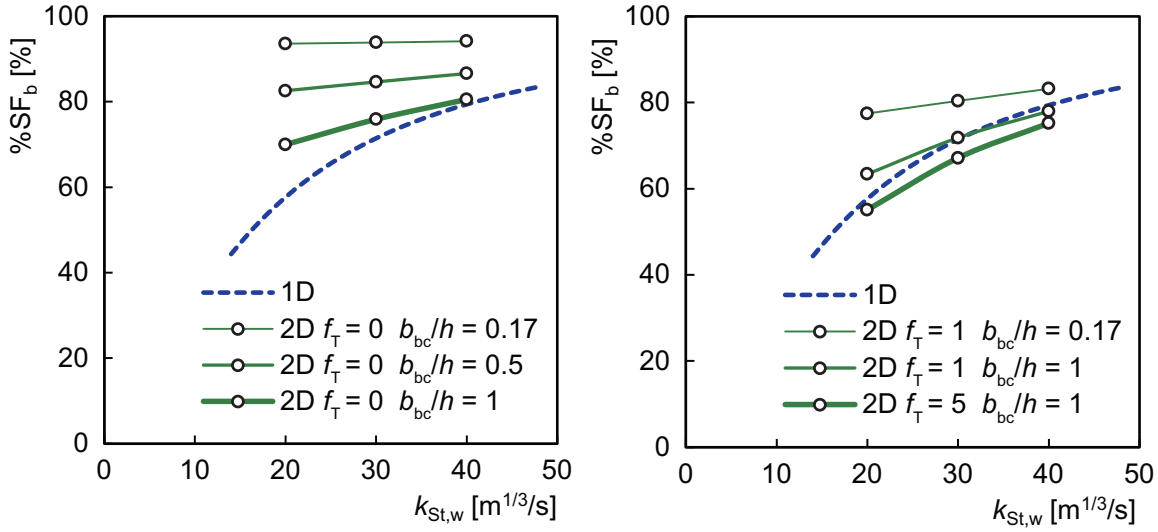


Abb. 4.32 Einfluss der Randzellenbreite b_{bc} im 2D-Modell auf %SF$_b$ in Abhängigkeit von $k_{St,w}$ ohne (links) und mit (rechts) Turbulenzmodell. Das Resultat aus dem 1D-Modell wird als Vergleich beigezogen.

Um für kompakte Profile im 2D-Modell einen ähnlich starken Effekt der Wandreibung auf die Sohlschubspannung zu erreichen wie im 1D-Modell, wird eine Randzellenbreite

in der Grössenordnung der Abflusstiefe und die Anwendung des Turbulenzmodells mit $1 < f_T < 5$ empfohlen.

Aus physikalischer Sicht lässt sich die Wahl $b_{bc} = h$ dadurch begründen, dass diese Zelle den Effekt der Wandreibung übernimmt. Der Wandeinfluss reicht in etwa so weit in den Querschnitt hinein wie die Wassertiefe ist. Dies entspricht ungefähr der Breite der äussersten Sekundärströmungszelle, die wiederum durch die Wandreibung induziert ist (KINOSHITA 1967).

Einfluss des Turbulenzmodells und des Faktors f_T

Da die Gitterauflösung einen grossen Einfluss auf die Berücksichtigung der Wandreibung hat, wird in diesem Abschnitt vom Referenzfall abgewichen und eine Randzellenbreite von $b_{bc} = h = 3$ m gewählt. Ausgehend vom angepassten Referenzfall wird der Einfluss des Turbulenzmodells und des Kalibrierungsfaktors f_T untersucht.

Für unterschiedliche f_T ist die laterale Verteilung von τ (Abb. 4.33 links) und von der spezifischen Transportkapazität g_b [kg/(sm)] (Abb. 4.34) dargestellt. Sie zeigen, dass das Turbulenzmodell einen grossen Einfluss hat.

Ohne Turbulenzmodell entspricht die Sohlschubspannung im 2D-Modell in den einzelnen Zellen der ideellen Sohlschubspannung $\tau_{id} = \rho g h S_f$, die sich im Fall eines unendlich breiten Profils ohne Einfluss der Wandreibung einstellen würde. Die Informationen über seitliche Randeinflüsse fehlen (vgl. Abschnitt 3.2.1). Ausgenommen davon sind die Randzellen, in die der zusätzliche Reibungsterm der Wand einfliesst und dadurch die Fliessgeschwindigkeit und die Sohlschubspannung reduziert werden. Mit dem Turbulenzmodell werden die Randinformationen quasi von Zelle zu Zelle übermittelt und somit Reibungsverluste ins Profil hinein getragen. Dieser Einfluss äussert sich durch die Sohlschubspannungen, die gegen die Böschungen hin abnehmen.

Durch den Wandreibungsansatz ergibt sich eine Sohlschubspannungsverteilung, die in beiden Fällen, mit und ohne Turbulenzmodell, zu einer Konzentration der Geschiebetransportkapazität in Gerinnemitte führt. Im Randbereich wird der Geschiebetransport eingeschränkt. Dieses Ungleichgewicht ist vor allem bei der Modellierung ohne Turbulenzmodell ausgeprägt und nimmt mit zunehmendem f_T ab. Eine Konzentration des Geschiebetransports in Gerinnemitte wird auch in der Natur beobachtet. In der Literatur wird dieser Effekt für Geschiebetransportberechnungen oft mit einer reduzierten Breite berücksichtigt (BEZZOLA 2013).

Die totale Geschiebetransportkapazität G_b in Abhängigkeit von f_T ist in Abb. 4.33 (rechts) dargestellt. Durch das Turbulenzmodell mit $f_T = 5$ wird die Transportkapazität um ungefähr 20% reduziert.

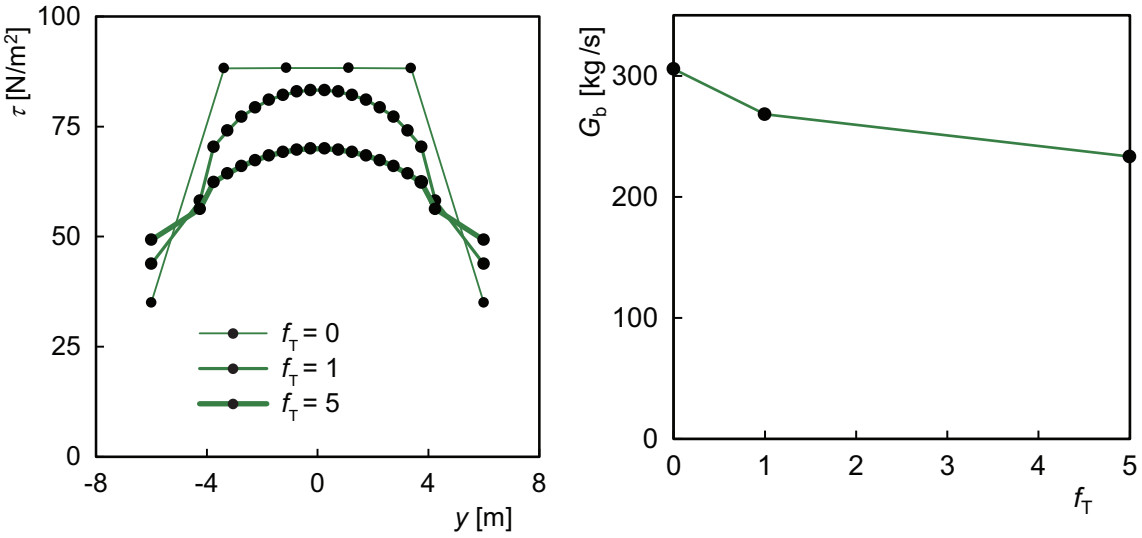


Abb. 4.33 Einfluss des Turbulenzmodells und des Faktors f_T auf die laterale Sohlschubspannungsverteilung (links) und die Geschiebetransportkapazität (rechts).

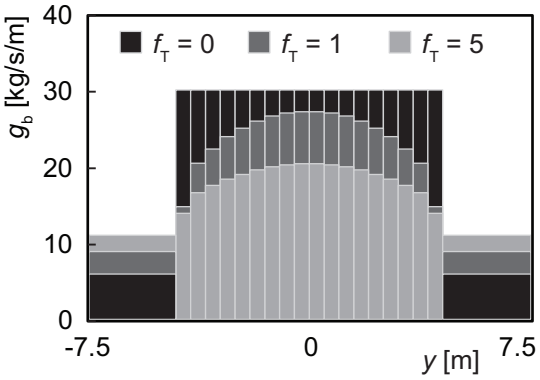


Abb. 4.34 Spezifische Geschiebetransportkapazität in den einzelnen Zellen für unterschiedliche f_T.

Im vorangehenden Abschnitt wurde der Effekt des Turbulenzmodells im Zusammenhang mit der Gitterauflösung diskutiert. Daraus ging hervor, dass der Effekt der Wandreibung am besten mit einer Randzellenbreite entsprechend der Abflusstiefe und mit f_T im Bereich von 1 bis 5 modelliert werden kann.

Modellierung ohne Wandreibungsansatz

Wird in 2D-Modellierungen auf die Wandreibung verzichtet, muss der Reibungsverlust anderweitig berücksichtigt werden, um übereinstimmende hydraulische Bedingungen zu erreichen. Dies führt in der Modellkalibrierung meist zu einer höheren Sohlenrauheit. Eine weitere Möglichkeit ist, die Wandrauheit nur durch lokale Erhöhung der wandnahen Sohlenrauheit zu berücksichtigen. Dadurch wird eine Art Ersatzreibung erzeugt. Die folgende Zusammenstellung vergleicht für die Variante 'Prognose' mit vorgegebenem Abfluss und Rauheit die unterschiedliche Wirkungsweise des Turbulenzmodells mit Wandreibungsansatz (b_{bc} = 3 m, b_c = 0.5 m) und mit Ersatzrauheit entlang der Randzellen ($b_{bc} = b_c$ = 0.5 m). Die Sohlenrauheit beträgt $k_{St,b}$ = 30 $m^{1/3}/s$ und die Wandrauheit $k_{St,w}$ = 20 $m^{1/3}/s$. Für die Randzellen, die die Wandreibung im Fall ohne Wandreibungsansatz ersetzen, gilt $k_{St,b,Rand}$ = 20 $m^{1/3}/s$.

Die Fliessgeschwindigkeit im Randbereich wird in allen Fällen reduziert (Abb. 4.35 und Abb. 4.36). Die laterale Verteilung der Fliessgeschwindigkeit nimmt mit dem Turbulenzmodell einen stetigeren und dadurch realistischeren Verlauf ein. Grundsätzlich aber sind die Fliessgeschwindigkeiten in Gerinnemitte maximal und nehmen gegen den Rand hin ab. Die Verteilung der Sohlschubspannungen und damit die spezifischen Geschiebetransportkapazitäten verhalten sich unterschiedlich (Abb. 4.37 und Abb. 4.38). Mit dem Wandreibungsansatz wird die spezifische Geschiebetransportkapazität im Wandbereich analog zu den Fliessgeschwindigkeiten reduziert. Der Geschiebetransport konzentriert sich auf die Gerinnemitte. Ohne Wandreibungsansatz, aber mit Erhöhung der Rauheit in den Randzellen hingegen wird im Wandbereich die Fliessgeschwindigkeit zwar reduziert, die Sohlschubspannung in den Zellen mit erhöhter Rauheit aber bleibt im Fall ohne Turbulenzmodell unverändert. Die erhöhte Rauheit reduziert die Fliessgeschwindigkeit dermassen, dass die Auswirkung auf die Sohlschubspannung kompensiert wird. Im Fall mit Turbulenzmodell wird die Sohlschubspannung in den Zellen mit erhöhter Rauheit sogar erhöht. Dies wiederum führt zu erhöhtem Geschiebetransport in Wandnähe. Dadurch wird hinsichtlich Geschiebetransportkapazität im Gegensatz zum Wandreibungsansatz genau der gegenteilige Effekt erzeugt. Entlang der Wand wird dadurch mehr Geschiebe transportiert als in Gerinnemitte. Die Erklärung dafür ist in den Gleichungen (3.19) und (3.20) zu finden. Mit der durch die erhöhte Sohlenrauheit beeinflussten Sohlschubspannung τ_b wird die Schubspannungsgeschwindigkeit u^* berechnet, die wiederum in die turbulente Wirbelviskosität ν_t einfliesst und entsprechend den Effekt des Turbulenzmodells erhöht.

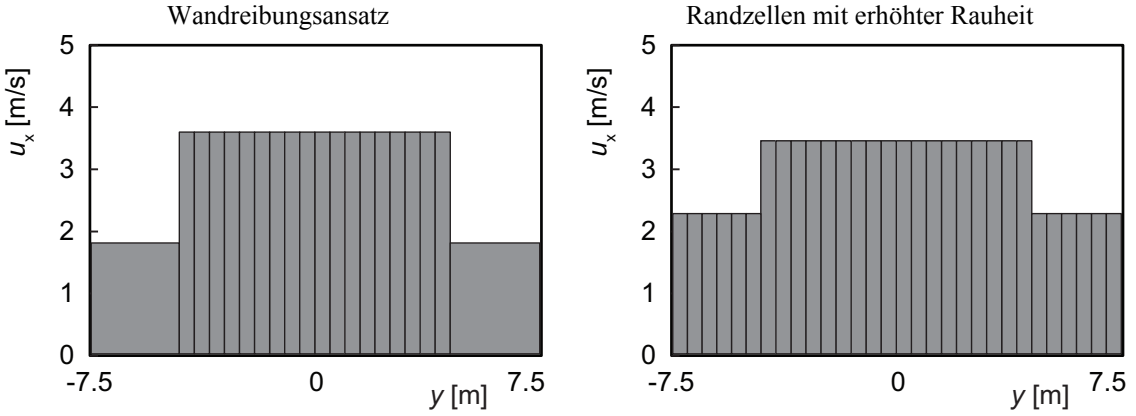


Abb. 4.35 Geschwindigkeit in den Zellen ohne Aktivierung des Turbulenzmodells mit dem Wandreibungsansatz (links) und ohne Wandreibungsansatz, jedoch mit Ersatzreibung in den sechs wandnächsten Randzellen (rechts).

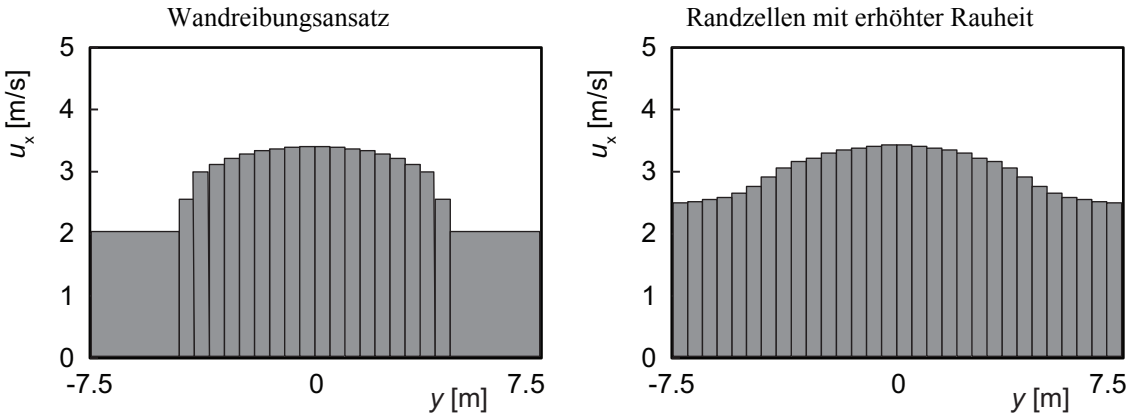


Abb. 4.36 Geschwindigkeit in den Zellen mit aktiviertem Turbulenzmodells mit dem Wandreibungsansatz (links) und ohne Wandreibungsansatz, jedoch mit Ersatzreibung in den sechs wandnächsten Randzellen (rechts).

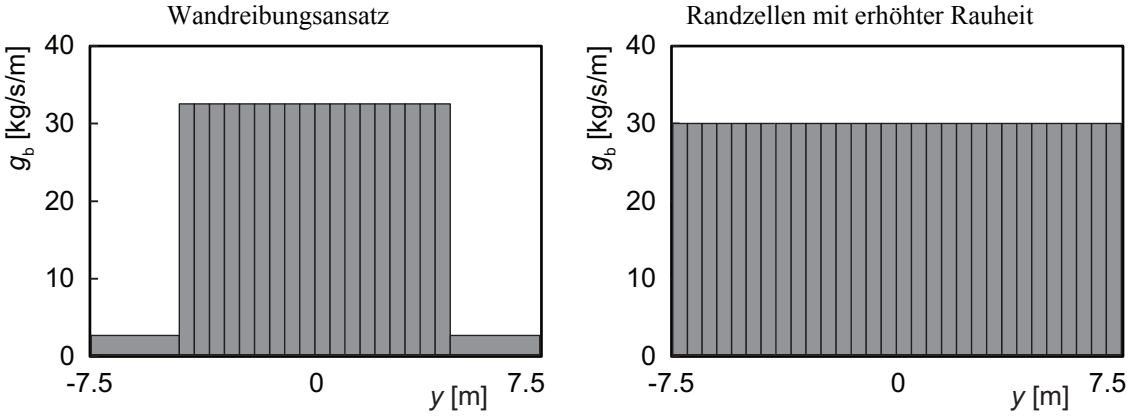


Abb. 4.37 Spezifische Geschiebetransportkapazität in den Zellen ohne Turbulenzmodell mit dem Wandreibungsansatz (links) und ohne Wandreibungsansatz, jedoch mit Ersatzreibung in den sechs wandnächsten Randzellen (rechts).

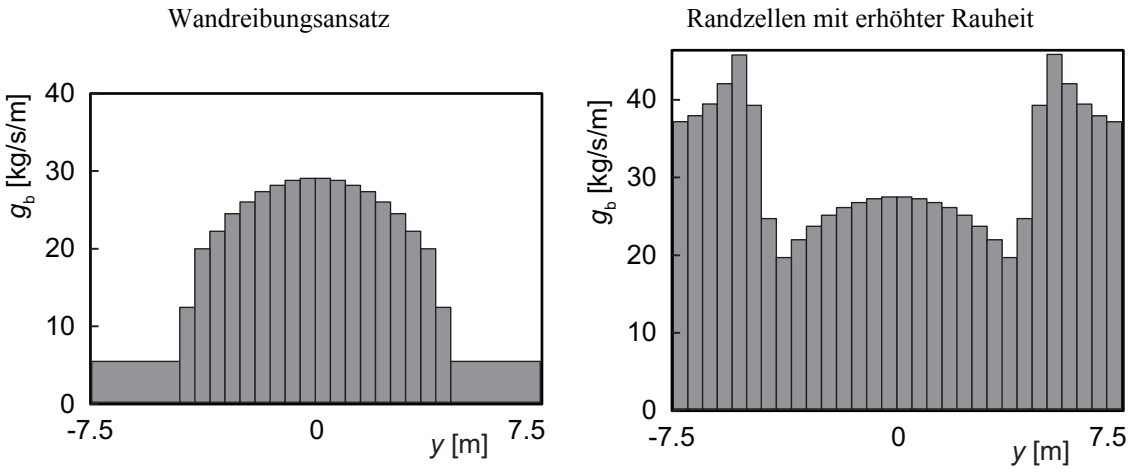


Abb. 4.38 Spezifische Geschiebetransportkapazität in den einzelnen Zellen mit Turbulenzmodell mit dem Wandreibungsansatz (links) und ohne Wandreibungsansatz, jedoch mit Ersatzreibung in den sechs wandnächsten Randzellen (rechts).

Die Vorgehensweise, statt einen Wandreibungsansatz zu wählen in den äusseren Randzellen die Rauheit zu erhöhen, kann für rein hydraulische Modellierungen durchaus verwendet werden. Um eine homogene Rauheit mit gleicher Wand- und Sohlenrauheit abzubilden, muss für die Randzellen eine erhöhte Sohlenrauheit gewählt werden, um eine lokale Reduktion der Fliessgeschwindigkeit zu verursachen und die Wandreibung entsprechend zu berücksichtigen. Eine laterale Variation der Geschwindigkeit kann nur mit dem Turbulenzmodell abgebildet werden und dies nur, falls im Sohlenbereich unterschiedliche Rauheiten definiert sind. Für Geschiebetransportmodellierungen kann der Wandreibungsansatz nicht mit erhöhter Rauheit in den Randzellen ersetzt werden, da die Sohlschubspannungsverteilung dann nicht glaubwürdig abgebildet wird.

4.6 Fazit

Die Grundlagenversuche zur Sohlschubspannungsverteilung mit dem 1D- und 2D-Reibungsansatz zeigen, dass der prozentuale Sohlschubspannungsanteil $\%SF_b$ grundsätzlich mit beiden Modellen befriedigend modelliert werden kann. Dies ist eine wichtige Voraussetzung für zuverlässige Geschiebetransportmodellierungen. Die Untersuchung zeigt aber auch, dass je nach Anwendungsfall unterschiedliche Faktoren berücksichtigt werden müssen, damit die Reibungsansätze korrekt wirken.

Der Vergleich der Einstein-Approximation mit anderen Ansätzen zeigt, dass nur in kompakten Profilen Unterschiede bestehen. Bei grossen *b*/*h*-Verhältnissen sind keine

Abweichungen mehr auszumachen. Für homogene Rauheitsverhältnisse stimmen alle Ansätze auch in kompakten Gerinnen relativ gut überein. Im Gegensatz zur Knight-Approximation, die aus vielen experimentellen Daten hervorgeht, wird $\%SF_b$ mit der Einstein-Approximation geringfügig unterschätzt. Diese Abweichung kommt nicht durch die Vernachlässigung von Sekundärströmungseffekten zustande, sondern vielmehr durch die Art der Unterteilung des Gesamtquerschnitts in unterschiedliche Teilquerschnitte, wie der Vergleich mit der Guo & Julien-Approximation verdeutlicht. Die Beurteilung der Einstein-Approximation hinsichtlich heterogener Rauheitsverteilung gestaltet sich schwieriger. Dazu sind kaum systematische Studien vorhanden, die zu Vergleichszwecken beigezogen werden können. Ein Vergleich mit einem empirischen Ansatz nach KNIGHT ET AL. (1992) zeigt, dass zumindest für kleinere Böschungsrauheiten als Sohlenrauheiten die Approximationen gut übereinstimmen. Die grösseren Abweichungen im Fall von grösseren Böschungsrauheiten als Sohlenrauheiten sind eher auf die wenigen Grundlagendaten zur Herleitung der empirischen Beziehung in KNIGHT ET AL. (1992) zurückzuführen. Tendenziell dürfte der Einfluss einer rauen Böschung im Einstein-Ansatz überschätzt werden. Im Hinblick darauf, dass Strickler-Beiwerte keine messbare Grössen sind und ohnehin kalibriert werden müssen, ist die Einstein-Approximation eine gute und einfache Methode, um in kompakten Profilen für 1D-Modellierungen den Einfluss der Böschungsrauheit zu berücksichtigen. Der Einstein-Ansatz ist für Trapez und Rechteckprofile gleichermassen einsetzbar.

Der Vergleich der 2D-Modellierung mit Labordaten für kompakte Profile ergab eine gute Übereinstimmung, falls die Kalibrierung mit dem Turbulenzmodell durchgeführt und die Böschungsreibung durch Erhöhung der Rauheit verstärkt wird.

Die systematische Sensitivitätsstudie für unterschiedliche Einflüsse im 2D-Modell ergab, dass je nach Geometrie gewisse Einschränkungen gemacht werden müssen. Es ist zwischen den beiden Geometrien Trapez- und Rechteckprofil zu unterscheiden. Sie basieren je auf zwei unterschiedlichen Reibungskonzepten.

Im Trapezprofil ist der Einfluss der Böschungsreibung wenig ausgeprägt. Ohne Turbulenzmodell hat die Böschungsrauheit nur auf die Böschungszellen Einfluss. Mit dem Turbulenzmodell geht der Einfluss der Böschungsreibung über die Böschung hinaus. Die laterale Verteilung der Geschwindigkeit und der Sohlschubspannung wird realitätsnah abgebildet. Der Einfluss kann mit erhöhtem f_T und einer zusätzlich vergrösserten Böschungsrauheit kalibriert werden. Damit wird ein robustes Modell erzeugt, das den Einfluss der Böschungsreibung auch für ändernde Profilrelationen verhältnismässig

berücksichtigt. Der Faktor f_T darf nicht beliebig erhöht werden, sondern soll im Bereich $1 < f_T < 5$ liegen. Für $f_T >> 5$ verändert sich der Verlauf der Sohlschubspannung in eine konkave Form und stimmt grundsätzlich nicht mit der im Labor gemessenen konvexen Verteilung überein. Der Einfluss durch verändernde Böschungsneigung und Profilrelation wird gut abgebildet und stimmt mit Erkenntnissen aus der Literatur überein.

Im Rechteckprofil kann der Einfluss der Wandreibung mit dem Ansatz nach BRUFAU UND NAVARRO (2000) berücksichtigt werden. Dabei ist aber die Gitterauflösung von grosser Bedeutung. Es ist wichtig, die Randzellenbreite gross genug zu wählen, damit die Wandreibung angemessen berücksichtigt wird. Diese Massnahme steht im Gegensatz zu einem üblicherweise gültigen Grundsatz, dass die Modellierung mit fein aufgelöstem Gitter exakter wird. Die Grössenordnung der Randzellenbreite soll im Bereich der Abflusstiefe liegen. Gleichzeitig kann die Wirkung der Wandreibung mit erhöhtem f_T zusätzlich verstärkt werden und dadurch können ähnliche Resultate erzielt werden wie mit dem 1D-Modell. Diese Bedingungen können aber bei instationären Modellierungen oder bei ändernder Profilrelation nicht eingehalten werden. Wird die Randzellenbreite zu gering gewählt oder infolge von instationärem Abfluss das Verhältnis $b_{bc}/h << 1$, dann wird die Wandreibung stark unterschätzt. Entsprechend wird die Geschiebetransportkapazität überschätzt.

Wird die Wandreibung im Rechteckkanal anstatt mit dem implementierten Wandreibungsansatz mit erhöhter Sohlenrauheit in Wandnähe modelliert, führt dies für rein hydraulische Modellierungen zu guten Resultaten mit einer realistischen Abbildung der Geschwindigkeitsverteilung. Für Geschiebetransportmodellierungen ist diese Methode zur Berücksichtigung von Wandreibung nicht geeignet. Durch die lokal erhöhte Rauheit werden auch die Sohlschubspannungen erhöht und führen damit zu erhöhtem statt reduziertem Geschiebetransport.

Eine 2D-Modellierung mit Geschiebetransport in kompakten Gerinnen ohne Turbulenzmodell wird weder für das Trapez- noch das Rechteckprofil empfohlen.

Um die Auswirkungen einer Aufweitung ausgehend von einem kompakten Kanal mit einem 2D-Modell zu prognostizieren, sind gute Kalibrierungsgrundlagen nötig und die in diesem Kapitel gemachten Erkenntnisse zu berücksichtigen. Vorzugsweise werden erste Aussagen mit Hilfe eines 1D-Modells gemacht, das die ändernden Profilrelationen und Reibungseinflüsse gut berücksichtigt.

5 Simulation Aufweitung Laborversuch

5.1 Ziel und Inhalt

In diesem Kapitel werden die hier verwendeten 1D- und 2D-Modelle anhand einer Nachrechnung von gut dokumentierten Laborversuchen kalibriert. In einem kompakten Kanal, der lokal aufgeweitet wird, soll die Entwicklung einer beweglichen Sohle mit stationärem Abfluss abgebildet werden. Der Fokus liegt auf der Entwicklung des mittleren Längsprofils.

Für die Kalibrierung des Modells werden zwei unterschiedliche Methoden aufgezeigt.

- In der ersten Methode wird von einer fest vorgegebenen Wandrauheit ausgegangen. Sowohl die Hydraulik als auch das Geschiebemodell werden für das 1D- und 2D-Modell unabhängig voneinander kalibriert (BERCHTOLD ET AL. 2011, BERCHTOLD ET AL. 2012, vgl. Abschnitt 5.5). Für die 2D-Kalibrierung wird kein Turbulenzmodell angewendet.
- In der zweiten Methode werden für die Sohlenrauheiten in beiden Modellen (1D und 2D) die gleichen Strickler-Beiwerte angenommen und der Geschiebetransport mit übereinstimmenden Transportmodellen modelliert (BERCHTOLD ET AL. 2014b). Dieses Vorgehen basiert auf der in Abschnitt 5.2 beschriebenen 2-Punkt-Kalibrierung, welche für das Beispiel angepasst wird (vgl. Abschnitt 5.6). Für die 2D-Kalibrierung wird das Turbulenzmodell angewendet.

Ziel ist es, mit der ersten Methode aufzuzeigen, welche Fehleinschätzung bezüglich des Geschiebetransports gemacht wird, falls die unterschiedlichen Reibungsansätze im 1D- und 2D-Modell nicht korrekt berücksichtigt werden. Mit der zweiten Methode soll ein Kalibrierungsvorgehen für Prognosesimulationen aufgezeigt werden, das erlaubt, im 1D- und 2D-Modell gleiche Sohlenrauheiten einzusetzen (z. B. falls Sohlenrauheit aufgrund der Kornzusammensetzung bestimmt wird) und das gleiche Geschiebetransportmodell anzuwenden.

5.2 2-Punkt-Kalibrierung

Üblicherweise wird die Kalibrierung eines numerischen Modells zur Nachbildung eines Flusslaufs mit Geschiebetransport unterteilt in eine Kalibrierung der Hydraulik und eine

Kalibrierung des Geschiebetransportmodells. Bei der hydraulischen Kalibrierung werden für gemessene Wasserspiegellagen eines Ereignisses (z. B. Hochwasserspuren) die entsprechenden Rauheiten bestimmt (z. B. Strickler-Beiwerte). Die laterale Verteilung der Geschwindigkeit und der für den Geschiebetransport verantwortlichen Randschubspannungen sind dafür meist nicht von Interesse. Entsprechende Grundlagendaten stehen für einen Vergleich dieser Verteilungen auch nur selten zur Verfügung. Aus der hydraulischen Berechnung resultieren Geschwindigkeiten und Randschubspannungen, die im nächsten Schritt zur Modellierung der Geschiebetransportkapazität verwendet werden. Für die Kalibrierung des Geschiebetransportmodells sind ebenfalls Messdaten notwendig, wie z. B. Vermessungen der Sohlenveränderung oder Daten zu Geschiebetransportraten. Die Erhebung solcher Datengrundlagen ist aufwendig und nur hilfreich, falls sie über einen längeren Zeitraum und für den ganzen Untersuchungsperimeter vorliegen. Zudem sind die Daten zum Geschiebetransport in der Regel mit grossen Unsicherheiten behaftet. Eine Kalibrierung des Geschiebemodells wird oft über pauschale Faktoren erreicht, wie z. B. die Veränderung des Vorfaktors der MPM-Formel (Gleichung (3.10)).

In kompakten Gerinnen hat die Böschungsreibung einen massgebenden Einfluss auf die Hydraulik und auf die laterale Geschwindigkeits- und Randschubspannungsverteilung. Entsprechend wird auch die Geschiebetransportkapazität beeinflusst. Deshalb sind Böschungsrauheiten in kompakten Profilen zu berücksichtigen. Weisen Böschung und Sohle die gleiche Rauheit auf (homogen verteilte Rauheit), so ist grundsätzlich ein einzelner Abflusszustand (Hochwasserspur der Abflussspitze eines Ereignisses) für eine Kalibrierung der Profilrauheit und der Transportformel ausreichend. Für heterogen verteilte Rauheiten sind für eine korrekte Kalibrierung der Rauheitsbeiwerte von Sohle und Böschung mindestens zwei deutlich unterschiedliche Wasserspiegellagen notwendig (z. B. Niedrig- und Hochwasser; Abb. 5.1 links). Nur dann kann von einer korrekten Modellierung sämtlicher Wasserspiegellagen, die innerhalb des Kalibrierungsbereichs liegen, ausgegangen werden. Diese Notwendigkeit wird im Folgenden anhand eines fiktiven Beispiels in einem einfachen Trapezprofil aufgezeigt.

Dabei gelten folgende Annahmen: Für ein Hochwasser und ein Niedrigwasser sind jeweils die Wasserspiegellagen bekannt. Über Ufer- und Sohlenrauheiten liegen keine Angaben vor. In einem ersten Schritt kann die Rauheit als homogen verteilt angenommen werden und mit *einem* Strickler-Beiwert die bekannten Wasserspiegel nachmodelliert werden. Für den Hochwasserabfluss ergibt dies $k_{St} = 30\ m^{1/3}/s$, für den Niedrigwasserabfluss $k_{St} = 32.1\ m^{1/3}/s$ (Abb. 5.1 rechts). In einem zweiten Schritt wird für die

beiden Abflüsse je eine Kurve ermittelt, die ausgehend von k_{St} sämtliche Rauheitskombinationen von Böschung und Sohle definiert, mit denen der korrekte Wasserspiegel für den entsprechenden Abflusszustand erreicht wird. Die *eine* gesuchte Kombination aus Ufer- und Sohlenrauheit, die für beide Abflusszustände zum korrekten Wasserspiegel führt, lässt sich mit dem Schnittpunkt beider Kurven finden. Dieser ergibt eine raue Böschung mit $k_{St,w} = 25\ m^{1/3}/s$ und eine weniger raue Sohle mit $k_{St,b} = 35\ m^{1/3}/s$.

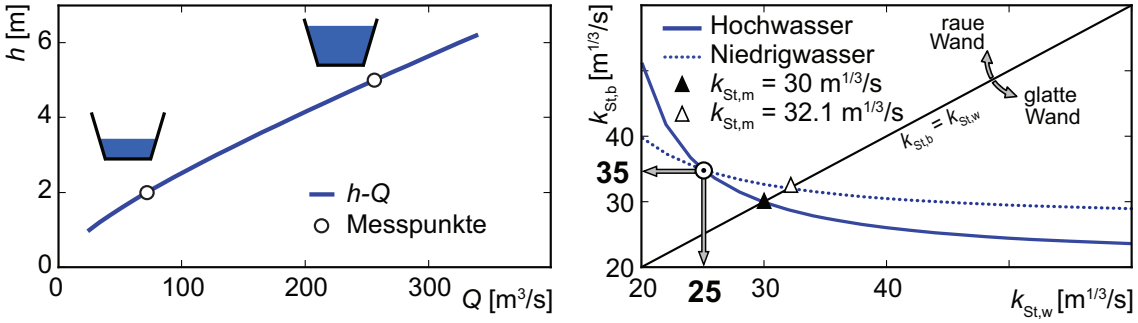


Abb. 5.1 Links: Rekonstruktion der h-Q-Beziehung für ein fiktives Flussquerprofil ausgehend von zwei Datensätzen (Hoch- und Niedrigwasser); Rechts: mögliche Rauheitskombinationen Böschung / Sohle für das Hoch- und Niedrigwasser.

Das oben beschriebene Vorgehen führt zu einem zuverlässigen Modell, da der Einfluss der unterschiedlichen Rauheiten von Böschung und Sohle im richtigen Verhältnis berücksichtigt wird, so dass die Hydraulik und die Sohlschubspannungen unabhängig von der Profilrelation korrekt abgebildet werden. Somit können mit den kalibrierten Rauheiten auch für Abflüsse, die innerhalb des Abflussspektrums zwischen den Kalibrierungsabflüssen liegen, die Hydraulik und die Sohlschubspannungen gut modelliert werden. Das Modell erweist sich als robust und eignet sich auch für variierende Profilrelationen aufgrund von z. B. instationärem Abfluss und/oder ändernder Gerinnebreite (vgl. Abschnitt 'Turbulenzmodell mit gleichzeitiger Korrektur der Böschungsrauheit', Seite 86). Auch Abflüsse ausserhalb des Kalibrierungsspektrums können damit einigermassen zuverlässig modelliert werden. Die Unsicherheit wird umso grösser, je mehr sie vom Kalibrierungsabfluss abweichen.

Wie in Kapitel 4 aufgezeigt wurde, wird der Einfluss der unterschiedlichen Rauheiten innerhalb eines Querprofils im 1D-Modell mit der implementierten Einstein-Approximation adäquat erfasst. Folglich kann davon ausgegangen werden, dass das Modell auch hinsichtlich der Sohlschubspannungen und der Geschiebetransportkapazität robust reagiert. Die transportwirksame Sohlschubkraft wird entsprechend der Profil-

relation angepasst. Das 2D-Modell hingegen basiert auf einem ganz anderen Reibungsansatz als das 1D-Modell (Kapitel 3). Der Einfluss der Uferrauheit auf die mittlere Sohlschubspannung und entsprechend auf die Geschiebetransportkapazität wird ohne Berücksichtigung eines Turbulenzmodells unterschätzt (Kapitel 4). Dies bedeutet, dass das Zusammenspiel zwischen Rauheit, Hydraulik und mittlerer Sohlschubspannung nicht korrekt ist. Eine vermeintlich korrekte hydraulische Kalibrierung kann zu unkorrekten Sohlschubspannungen führen und damit zu einer fehlerhaften Geschiebetransportkapazität, die im Geschiebemodell wiederum mittels eines pauschalen Kalibrierungsfaktors korrigiert werden muss. Daraus folgt, dass das Modell für den einen Kalibrierungsabfluss gute Resultate erbringt, bei anderen Abflüssen jedoch zu einer fehlerhaften Hydraulik und Geschiebetransportkapazität führt. Wie in Kapitel 4 gezeigt wurde, kann mit dem 2D-Modell in kompakten Trapezprofilen eine ähnliche Robustheit wie im 1D-Modell erzielt werden, wenn ein Turbulenzmodell zu Hilfe genommen wird und der Einfluss der Uferreibung durch zusätzliche Erhöhung der Rauheit kalibriert wird. In diesem Fall führt eine übereinstimmende Hydraulik im 1D- und 2D-Modell zu ähnlichen mittleren Sohlschubspannungen und Geschiebetransportkapazitäten auch für unterschiedliche Profilrelationen. Im Fall von kompakten Rechteckprofilen kommt im 2D-Modell für die Berücksichtigung der Wandrauheit ein spezielles Verfahren zum Zug (Abschnitt 3.2.1). Dieses ist abhängig von der Gitterauflösung. Entsprechend ist das Modell nicht besonders robust gegenüber instationären Abflüssen und Änderungen der Profilrelation (Abschnitt 4.5.3). Das muss bei der Modellkalibrierung berücksichtigt werden.

In vielen Fällen genügen die Datengrundlagen nicht für die 2-Punkt-Kalibrierung. Befindet sich z. B. die nächstgelegene Pegelmessstation ausserhalb des Untersuchungsperimeters, liegen keine automatisch registrierten Pegel-Abfluss-Messungen vor. Die Wasserstände können in diesem Fall von Hand aufgenommen werden, was sehr aufwendig ist und meist nur im Anschluss an einzelne aussergewöhnliche Hochwasserereignisse gemacht wird. Deshalb sind oft nur Wasserspiegellagen von grossen Abflüssen vorhanden (Hochwasserspuren), nicht aber die Wasserspiegellagen von niedrigen Abflüssen. Die folgend beschriebene Kalibrierung mit Labordaten und die Kalibrierung mit Naturdaten (Kapitel 6) basieren auf nur einem Abflusszustand resp. Hochwasserereignis. Die Kalibrierungsmethode wird deshalb angepasst und mit Hilfe unterschiedlicher Profilrelationen durchgeführt. Die Unsicherheiten und Möglichkeiten bei entsprechender Datengrundlage werden aufgezeigt und diskutiert.

5.3 Grundlagen Laborversuch

HUNZINGER (1998) modellierte künstlich erstellte lokale Aufweitungen systematisch mit Laborversuchen. Er untersuchte die Entwicklung des mittleren Längsprofils oberhalb, unterhalb sowie innerhalb einer lokalen Aufweitung mit beweglicher Sohle. Seine Arbeit führte zu einer Dimensionierungsanleitung für lokale Flussaufweitungen (HUNZINGER 2004). Für seine Versuche wählte er die Kornverteilung, die Abflussgrössen und die Geometrie in Anlehnung an das Fallbeispiel der Aufweitung bei Utzenstorf an der Emme (ZARN & HUNZINGER 1996). Für die Modellkalibrierung wird in der vorliegenden Arbeit Versuch A75_2 verwendet, da dieser ein für die Praxis realistisches Aufweitungsverhältnis von $\beta = 2.5$ aufweist.

Der Laborversuch wurde in einem Rechteckgerinne mit rauen Wänden und beweglicher Sohle unter stationären Abflussbedingungen durchgeführt. Ein kompakter Kanal mit Breite $b_K = 0.30$ m und Länge $L_K = 10.6$ m geht innerhalb des Erweiterungsbereichs mit Länge $L_E = 0.225$ m und Erweiterungswinkel $\alpha_E = 45°$ in einen weiten Kanal (Aufweitung) mit Breite $b_A = 0.75$ m und Länge $L_A = 14$ m über (Abb. 5.2). Die Versuche bauten auf Grundlagenversuchen zur Morphologie in langen, prismatischen Kanälen unterschiedlicher Breite auf, welche von ZARN (1997) untersucht wurden. Viele Grössen wie das Geschiebe, die Breiten, die Abflüsse und Rauheiten wurden aus jenem Grundlagenversuch übernommen. Das Ausgangsgefälle für die Aufweitungsversuche betrug im Kanal 4.5‰ und in der Aufweitung 4.0‰. Der sich im Laufe der Zeit einstellende Sohlenversatz im Erweiterungsbereich wurde teilweise vorweggenommen und in der Ausgangssohle berücksichtigt. Dadurch konnte die Versuchszeit im Labor reduziert werden.

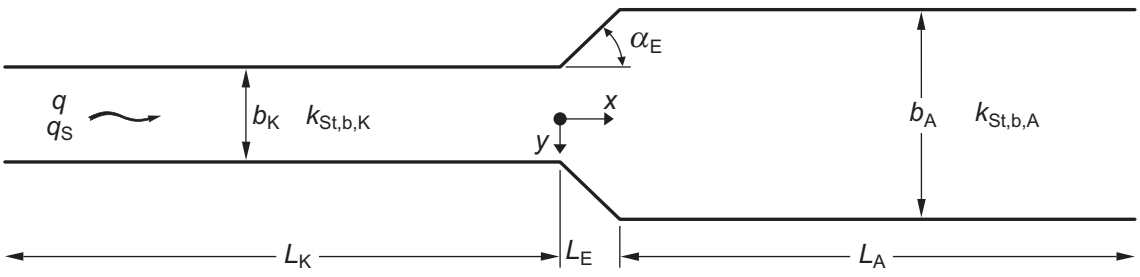


Abb. 5.2 Grundrissskizze des Laborversuchs mit ausgewählten Parametern.

Der spezifische Zufluss am oberen Modellrand betrug für Wasser $q = 0.023$ m^3/(sm) und für Geschiebe $q_s = 5.07 \times 10^{-6}$ m^3/(sm). Die verwendete Geschiebemischung repräsentierte eine für Voralpinflüsse typische, weit gestufte Kornverteilung und wies eine Feststoffdichte von $\rho_s = 2650$ kg/m^3 auf. Die Standardabweichung der Kornverteilung

betrug $\sigma = (d_{84}/d_{16})^{0.5} = 1.73$ und liegt damit gemäss der Definition von LITTLE & MAYER (1992) über dem unteren Grenzwert von 1.5 für weit gestufte Kornverteilungen. Die charakteristischen Korndurchmesser der Geschiebemischung sind in Tab. 5.1 aufgelistet. Der Strickler-Beiwert zur Beschreibung der hydraulischen Wandrauheit wurde mit $k_{St,w} = 64\ m^{1/3}/s$ angegeben. Die mittleren Reynoldszahlen werden im Kanal mit ungefähr 27'600 und in der Aufweitung mit ungefähr 11'700 angegeben. Nach VAN RIJN (1984) resultiert für $d_m = 1.25$ mm ein Shields-Parameter von $\theta_{cr} = 0.035$.

Tab. 5.1 Charakteristische Korngrössen der Geschiebemischung (HUNZINGER 1998).

d_m	1.25 mm	d_{50}	1.12 mm
d_{16}	0.63 mm	d_{84}	1.88 mm
d_{30}	0.84 mm	d_{90}	2.17 mm

Die Zugabe von Wasser und Geschiebe am oberen Modellrand wurde solange aufrechterhalten, bis der Geschiebeaustrag am unteren Modellrand mit dem Eintrag am oberen Modellrand im Gleichgewicht war. In diesem Fall konnte die Entwicklung der mittleren Sohlenlage als abgeschlossen angenommen werden. Das mittlere Längsgefälle stabilisierte sich bei $J_K = 3.77‰$ im Kanal und bei $J_A = 5.02‰$ in der Aufweitung (Abb. 5.3, Tab. 5.2). Die Sohlenversatzhöhe im Erweiterungsbereich betrug $s = 31$ mm. Das Längsprofil der axialen Fliessgeschwindigkeit u_x und der Abflusstiefe h ist in Abb. 5.4 dargestellt. Eine Konturdarstellung zeigt die Endtopographie mit lokalen Kolken und Bänken (Abb. 5.8, links). Insbesondere kurz vor der Erweiterung bei $x = 0$ m weist die Sohlenkote ein Minimum auf. Im Anschluss folgt der Sohlenversatz. In den seitlichen Nischen der Erweiterung wird infolge einer Rückströmung Material abgelagert. In Gerinnemitte bei $y = 0$ m erreicht der Sohlenversatz erst bei $x \approx 2$ m ein topographisches Maximum. Die Morphologie beschreibt HUNZINGER (1998, Kap. 8) wie folgt: "Die Sohle im Kanal blieb abgesehen von kleinen Dünen mehr oder weniger eben ausgebildet. In der Aufweitung bildete sich eine morphologische Übergangsform zwischen alternierenden Bänken und verzweigtem Gerinne. Die Bänke waren statisch und blieben an Ort. Das transportierte Geschiebe wurde zwischen den Bänken durch die Aufweitung transportiert. Die beobachtete Morphologie stimmt gut mit dem durch ZARN (1997) modifizierten Abgrenzungskriterien von DA SILVA (1991) überein."

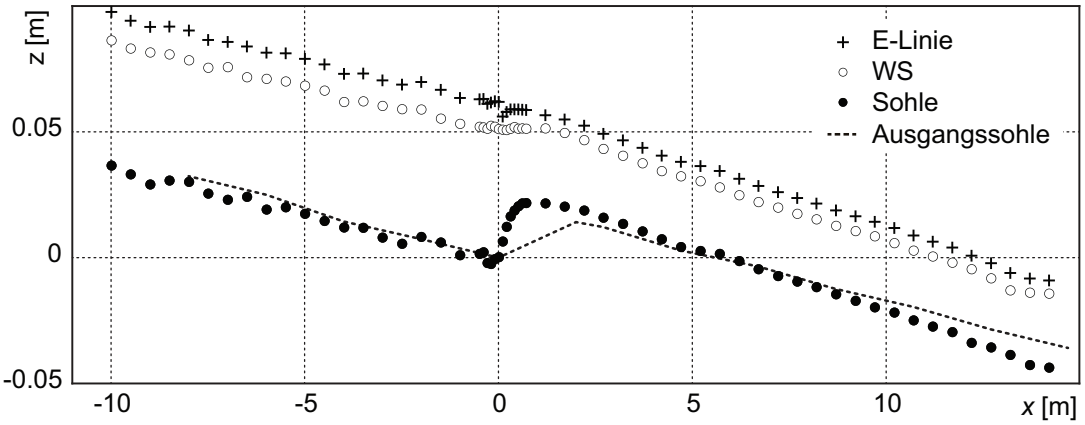


Abb. 5.3 Mittlere Längsprofile der eingebauten Ausgangssohle und der Sohle, des Wasserspiegels und der Energielinie im Endzustand des Laborversuchs. Daten aus HUNZINGER (1998).

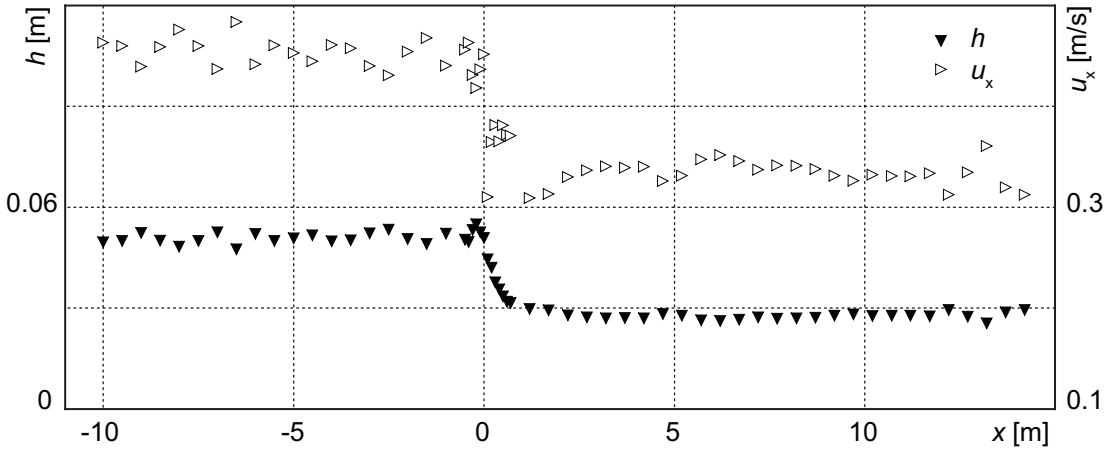


Abb. 5.4 Mittlere Längsprofile der Abflusstiefe und Fliessgeschwindigkeit im Endzustand des Laborversuchs. Daten aus HUNZINGER (1998).

Tab. 5.2 Resultierende mittlere Grössen im Endzustand aus dem Laborversuch (HUNZINGER 1998).

	Kanal				Aufweitung				Versatz
	u_K	Fr_K	h_K	J_K	u_A	Fr_A	h_A	J_A	s
	m/s	-	mm	‰	m/s	-	mm	‰	mm
Labor	0.46	0.66	50	3.77	0.35	0.69	26	5.02	31

5.4 Kalibrierungsvorgehen

Die beiden Kalibrierungsmethoden 1 und 2 sind je unterteilt in eine Kalibrierung des hydraulischen Modells und eine Kalibrierung des Geschiebetransportmodells. Im kompakten Kanal wird davon ausgegangen, dass die Wandreibung einen massgebenden

Einfluss auf den Abfluss und die Sohlschubspannungen hat, die Sohle aber keine Formrauheit aufweist. In der Aufweitung hingegen wird von geringem Wandreibungseinfluss ausgegangen. Aufgrund des weiten Profils ist mit Bankstrukturen und deshalb mit zusätzlicher Sohlen- und Formrauheit zu rechnen, wie dies durch HUNZINGER (1998) und ZARN (1997) beobachtet wurde (Abschnitt 5.3).

Die Hydraulik wird für den idealisierten Gleichgewichtszustand der Laborversuche nach abgeschlossener Entwicklung des Längsprofils kalibriert. Das Längsgefälle der unbeweglichen Sohle im numerischen Modell entspricht dem mittleren Endgefälle der Laborversuche (J_K = 3.77‰ und J_A = 5.02‰). Idealerweise wird angenommen, dass das Gefälle in den beiden Abschnitten Kanal und Aufweitung jeweils konstant ist. Für das Erreichen der mittleren Normalabflusstiefen aus dem Laborversuch (h_K = 0.05 m und h_A = 0.026 m) werden die Strickler-Beiwerte kalibriert. Die Strickler-Beiwerte der Sohle berücksichtigen sowohl Korn- als auch Formrauheit. Kanal und Aufweitung werden unabhängig voneinander kalibriert.

Das Geschiebemodell wird mit einer beweglichen Sohle und konstantem Zufluss und Geschiebeeintrag kalibriert. Ausgegangen wird von einer Sohle mit einheitlichem Längsgefälle (J_0 = 3‰). Der Geschiebetransport in der Aufweitung wird durch Sohlen- und Bankformen beeinträchtigt. Für das Erreichen der korrekten Endgefälle für den vorgegebenen Zufluss und Geschiebeeintrag werden für die Einkornsimulation der Vorfaktor der Transportformel und die Formrauheit in der Aufweitung, für die Mehrkornsimulation zusätzlich die 'Hiding'-Funktion der Mehrkorntransportformel kalibriert (Abschnitt 3.1.2; Gleichungen (3.10) bis (3.13)).

Die Geschiebemischung aus dem Labor wird im numerischen Modell entweder als Einkornmaterial oder als Mehrkornmaterial mit einer begrenzten Anzahl Kornfraktionen abgebildet. Der Korndurchmesser des Einkornmaterials entspricht dem massgebenden Korndurchmesser d_m = 1.25 aus dem Laborversuch. Für das Mehrkornmodell wird die Kornverteilung der Laborversuche in sechs Kornfraktionen unterteilt. Die Anzahl Kornfraktionen wurde gemäss Vorschlag von KHIN (1989) bestimmt. Darin ist die minimal notwendige Anzahl Kornfraktionen mit $N = 5+6\cdot\log(\sigma_g)$ gegeben, wobei die geometrische Standardverteilung der Kornverteilung durch $\sigma_g = 0.5((d_{84}/d_{50}) + (d_{50}/d_{16}))$ gegeben ist; hier gilt also $N = 5+6\cdot\log(1.73) \approx 6$. Die Korngrössenbereiche der einzelnen Kornfraktionen sind nach der logarithmisch-äquidistanten Fraktionierungsmethode von RIBBERINK (1987) definiert. Durch lineares Unterteilen des gesamten Korngrössenbereichs von 0 bis 3.6 mm in sechs Segmente wurden zuerst die feinste und die gröbste

Kornfraktion mit einem Korndurchmesser $d_{\beta 1} = 0.3$ mm resp. $d_{\beta 6} = 3.3$ mm definiert. Die dazwischen liegenden übrigen vier logarithmisch-äquidistanten Kornfraktionen weisen die charakteristischen Korngrössen $d_{\beta 2} = 0.48$ mm, $d_{\beta 3} = 0.78$ mm, $d_{\beta 4} = 1.26$ mm und $d_{\beta 5} = 2.04$ mm auf. Für die Bestimmung des prozentualen Gewichtanteils jeder Kornfraktion wurden die Fraktionsgrenzen mittig zwischen die charakteristischen Korngrössen der angrenzenden Fraktionen $d_{\beta i}$ und $d_{\beta (i+1)}$ gelegt. Die charakteristischen Korngrössen der Fraktionen, die prozentualen Gewichtsanteile und die Fraktionsgrenzen sind in Tab. 5.3 zusammengestellt.

Tab. 5.3 Fraktionierung der Kornverteilung für das Mehrkornmodell.

Kornfraktion	$d_{\beta i}$	$p_{\beta i}$	$d_{min,\beta i}$	$d_{max,\beta i}$
	mm	%	mm	mm
$\beta 1$	0.30	5	0.00	0.39
$\beta 2$	0.48	11	0.39	0.63
$\beta 3$	0.78	26	0.63	1.02
$\beta 4$	1.26	35	1.02	1.65
$\beta 5$	2.04	18	1.65	2.67
$\beta 6$	3.30	5	2.67	3.60

Die Modellgeometrie im numerischen Modell unterscheidet sich geringfügig vom Laborversuch. Die Länge von Kanal und Aufweitung betragen im numerischen Modell je 20 m und sind damit länger als die Originalgeometrie im Labor. Dadurch können Randeffekte im numerischen Modell besser kontrolliert werden. Das 1D-Modell wurde mittels 242 Querprofilen erstellt. Die Abstände der Querprofile in Fliessrichtung liegen zwischen 0.025 und 0.2 m. Im Bereich der Querschnittserweiterung wurde eine höhere Auflösung als in den übrigen Bereichen gewählt. Das Rechengitter im 2D-Modell besteht aus Dreieckzellen mit einer Grösse von 0.1 x 0.05 m im Kanal und 0.05 x 0.05 m in der Querschnittserweiterung und in der Aufweitung.

Die hydraulische Randbedingung ist am oberen Rand durch eine Abflussganglinie, am unteren Rand durch eine Normalabflussbedingung gegeben (vgl. Abschnitt 3.1.3). Die Randbedingung für den Geschiebetransport am oberen Rand ist eine Geschiebeganglinie, am unteren Rand wird je Zeitschritt sämtliches Material entnommen, das in die letzte Rechenzelle eingetragen wird.

Um die mittleren Längsprofile aus allen Modellversuchen trotz unterschiedlicher Koordinatensysteme vergleichen zu können, sind sie auf einen Referenzpunkt bei $x = 0$ / $z = 0$ bezogen. Dieser Referenzpunkt liegt am Ende des Zulaufkanals und bildet den Fusspunkt des vertikalen Sohlenversatzes.

5.5 Kalibrierungsmethode 1

5.5.1 Hydraulik (HY)

Diese Kalibrierungsmethode basiert auf einem vorgegebenen Strickler-Beiwert der Wandrauheit, der aus den Modellversuchen von HUNZINGER (1998) ermittelt wurde. Die Wandrauheit wurde darin mit $k_{St,w} = 64\ m^{1/3}/s$ angegeben. Eine Veränderung der Strickler-Beiwerte der Sohle für eine fixe Topographie führt zu unterschiedlichen Normalabflusstiefen (vgl. Abb. 5.6, links). Mit $k_{St,b,K} = 68\ m^{1/3}/s$ und $k_{St,b,A} = 58\ m^{1/3}/s$ im 1D-Modell sowie $k_{St,b,K} = 61\ m^{1/3}/s$ und $k_{St,b,A} = 57\ m^{1/3}/s$ im 2D-Modell werden die Normalabflusstiefen aus dem Labor gut wiedergegeben (Tab. 5.5). Die kleineren Strickler-Werte der Sohle in der Aufweitung deuten auf zusätzliche Verluste infolge Sohlen- und Bankformen hin.

5.5.2 Geschiebetransport Einkorn (EK)

Auch das Geschiebetransportmodell wird für den Kanal und die Aufweitung getrennt kalibriert. In der MPM-Transportformel wird für ein Einkornmaterial im Kanal der Geschiebetransportfaktor f_b (Gleichung (3.10)), in der Aufweitung der Sohlenformfaktor f_{bf} (Gleichungen (2.12) und (3.10)) als Kalibrierungsgrösse verwendet. Während der Geschiebetransportfaktor im ganzen Gebiet zum Tragen kommt, werden mit f_{bf} nur innerhalb der Aufweitung zusätzliche Sohlen- und Bankformen berücksichtigt. Im Kanal wird von keinen zusätzlichen Verlusten durch morphologische Strukturen ausgegangen ($f_{bf} = 1$).

Wie in Abb. 5.5, links, für die 1D-Kalibrierung dargestellt ist, stellt sich mit kleinerem f_b ein steileres, mit grösserem f_b ein flacheres Gefälle ein. Mit f_b wird direkt die Geschiebetransportkapazität beeinflusst. Die Kalibrierung von f_b für den Kanal führt gleichzeitig auch zu einer Gefälleanpassung in der Aufweitung. Diese weist nach der Kalibrierung des Kanals noch immer ein zu flaches Gefälle mit überschätzter Geschiebetransportkapazität auf. Durch eine Reduktion von f_{bf} lediglich in der Aufweitung wird die Geschiebetransportkapazität verringert und das mittlere Längsgefälle dadurch nur innerhalb der aufgeweiteten Strecke erhöht (Abb. 5.5, rechts). Entsprechend lassen sich die Längsgefälle in den beiden Bereichen mit zwei Kalibrierungsgrössen steuern.

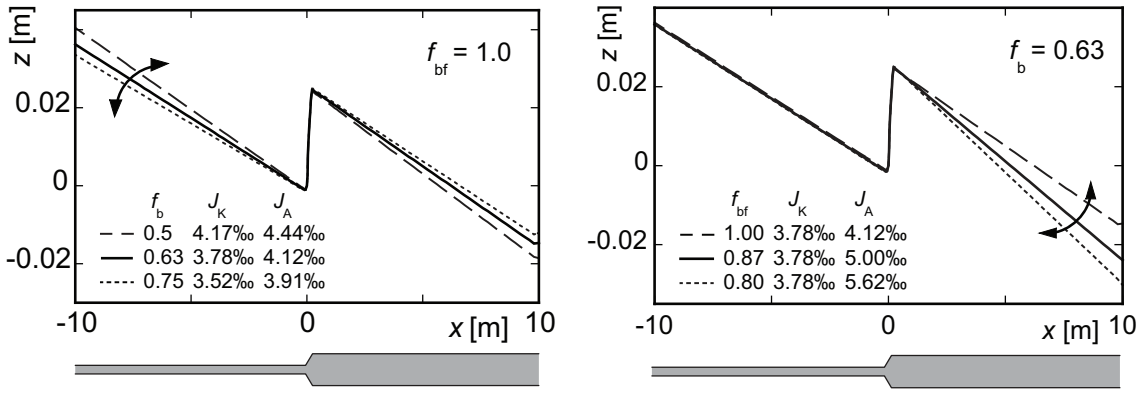


Abb. 5.5 Links: Einfluss der Kalibrierungsgrösse f_b auf das mittlere Längsprofil in Kanal und Aufweitung. Rechts: Einfluss der Kalibrierungsgrösse f_{bf} auf das mittlere Längsprofil in der Aufweitung.

5.5.3 Geschiebetransport Mehrkorn (MK)

Für die Kalibrierung der MPM-H Transportformel nach HUNZIKER (1995) für Mehrkornmischungen wird die 'Hiding'-Funktion von Bedeutung. Die Wirkung der 'Hiding'-Funktion im numerischen Modell lässt sich über die Kalibrierungsgrösse δ steuern (Gleichungen (3.12) und (3.13)). Das Gleichgewichtsgefälle im Kanal und der Aufweitung für unterschiedliche f_b in Funktion von δ ist für die 1D-Kalibrierung in Abb. 5.6 (rechts) dargestellt. Mit geringerem δ nimmt das Gleichgewichtsgefälle überproportional zu, wobei der Effekt in der Aufweitung deutlich grösser ist als im Kanal. Gerade diese unterschiedliche Wirkungsweise in Kanal und Aufweitung wird für die Kalibrierung des MK-Modells genutzt: f_{bf} wird aus der EK-Kalibrierung übernommen, da sich an der hydraulischen Bedingung nichts verändert hat. Das Gleichgewichtsgefälle im Kanal wird analog zur EK-Kalibrierung mit Hilfe von f_b kalibriert. Das Gleichgewichtsgefälle in der Aufweitung wird mit der Kalibrierungsgrösse δ verändert. Der Effekt dieser Grösse beschränkt sich hauptsächlich auf den Aufweitungsabschnitt.

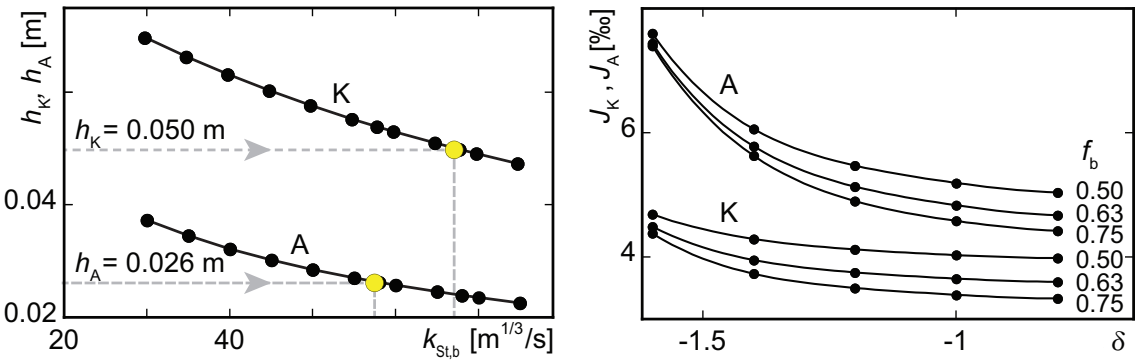


Abb. 5.6 Links: Kalibrierung von $k_{St,b,K}$ im Kanal (K) und $k_{St,b,A}$ in der Aufweitung (A). Rechts: Einfluss der Kalibrierungsgrösse δ auf das mittlere Längsgefälle im Kanal und Aufweitung für unterschiedliche f_b.

Die Referenzgrössen aus dem Laborversuch und die resultierenden Grössen aus der 1D- und 2D-Kalibrierung der Hydraulik, des Ein- und Mehrkornmodells sind in Tab. 5.4 und Tab. 5.5 zusammengefasst. Mit den kalibrierten 1D- und 2D-Modellen lassen sich die mittleren Gleichgewichtsgefälle sowohl mit EK als auch mit MK gut reproduzieren. Ebenfalls gut abgebildet werden die mittleren hydraulischen Grössen u_x, **Fr** und h.

Die zusätzliche Formrauheit, wie sie in weiten Profilen zu erwarten ist, wird in der hydraulischen Modellierung durch einen geringeren Strickler-Beiwert (grössere Sohlenrauheit) und in der Geschiebemodellierung durch einen reduzierten Sohlenformfaktor $f_{bf} < 1.0$ berücksichtigt (Gleichung (3.10)). Wird $k_{St,b,K}$ als reine *Korn*rauheit, $k_{St,b,A}$ als Kombination aus der *Korn*rauheit im Kanal und einer zusätzlichen *Form*rauheit betrachtet, so ergibt sich der Einfluss der Formrauheit in der Hydraulik nach Gleichung (2.12) zu $K = (k_{St,b,A} / k_{St,b,K})^{1.5}$. Diese Grösse lässt sich mit $f_{bf,A}$, dem Einfluss der Formrauheit in der Transportformel vergleichen (Tab. 5.4). Die unterschiedlichen Formrauheitseinflüsse liegen in derselben Grössenordnung, sind aber im hydraulischen Modell grösser als im Geschiebetransportmodell. Auffallend ist, dass der Einfluss der Formrauheit im 2D-Modell geringer ausfällt als im 1D-Modell. Dieser Trend gilt übereinstimmend für die Hydraulik und für das Geschiebemodell.

Tab. 5.4 Resultierende Kalibrierungsgrössen im 1D- und 2D-Modell.

		$k_{St,w}$	$k_{St,b,K}$	$k_{St,b,A}$	$\left(\frac{k_{St,b,A}}{k_{St,b,K}}\right)^{1.5}$	$f_{bf,K}$	$f_{bf,A}$	f_b	δ
		$m^{1/3}/s$	$m^{1/3}/s$	$m^{1/3}/s$	-	-	-	-	-
1D	HY	64	68	58	0.76	-	-	-	-
	EK					1	0.87	0.63	-
	MK					1	0.87	1	−1.2
2D	HY	64	61	57	0.90	-	-	-	-
	EK					1	0.97	0.34	-
	MK					1	0.97	0.53	−1.2

Tab. 5.5 Resultierende Grössen aus der 1D- und 2D-Modellierung im Vergleich zu den Laborversuchen. HY: Hydraulik, EK: Einkornmodell, MK: Mehrkornmodell.

		Kanal				Aufweitung				Versatz
		u_K	Fr_K	h_K	J_K	u_A	Fr_A	h_A	J_A	s
		m/s	-	mm	‰	m/s	-	mm	‰	mm
Labor		0.46	0.66	50	3.77	0.35	0.69	26	5.02	31
1D	HY	0.46	0.66	50	3.77	0.35	0.69	26	5.02	-
	EK	0.46	0.66	50	3.78	0.35	0.69	26	5.00	28
	MK	0.46	0.66	50	3.75	0.35	0.70	26	5.14	28
2D	HY	0.46	0.65	50	3.77	0.35	0.69	26	5.02	-
	EK	0.46	0.66	49	3.76	0.35	0.66	26	5.02	27
	MK	0.46	0.66	50	3.74	0.35	0.66	26	5.32	28

Der Verlauf der mittleren Längsprofile der Sohle und des Wasserspiegels ist für die 1D- und 2D-Modellierung sowie für den Laborversuch in Abb. 5.7 dargestellt. Es sind nur die Resultate aus der EK-Modellierung dargestellt, da im mittleren Längsprofil keine Unterschiede zwischen der EK- und MK-Modellierung zu erkennen sind. Die Abweichungen zwischen Modell und Labor beschränken sich auf die Sohlenversatzhöhe und die Form des Versatzverlaufs. Die Sohlenversatzhöhe wird im numerischen Modell leicht unterschätzt (ungefähr 10%). Der Versatz wird im 1D-Modell deutlich abrupter abgebildet als im 2D-Modell. Im 2D-Modell erstreckt sich der Versatz über eine längere Distanz und stimmt damit gut mit der Form im Laborversuch überein. Dennoch liegt in beiden Fällen, 1D und 2D, die mittlere Sohle in der Aufweitung etwas tiefer als im Laborversuch.

Der Grund dafür dürfte im unterschiedlichen Verlauf des Wasserspiegels im Erweiterungsbereich liegen. Im Labor bildet sich im Bereich $-1\ m \leq x \leq 2\ m$ eine leichte Staukurve, die kontinuierlichen Verluste verringern sich und auch das Energieliniengefälle wird reduziert. Die Staukurve rührt möglicherweise von der abgelagerten Mittelbank bei $x = 2$ m her (Abb. 5.8, links). Weder mit dem 1D- noch mit dem 2D-Modell wird in der

Aufweitung eine Mittelbank gebildet. Entsprechend bildet sich keine Staukurve aus, die Energielinie verläuft kontinuierlich ohne Verzögerung, und Energielinie, Wasserspiegel und Sohle liegen unterhalb der vermessenen Labordaten.

Die Kalibrierung des EK-Transportmodells führt mit $f_b = 0.63$ zu einem Vorfaktor von 5, was unter dem in der Originalpublikation empfohlenen Wert von 8 liegt (MEYER-PETER & MÜLLER 1948). Neuere Untersuchungen und Analysen durch HUNZIKER (1995) oder WONG & PARKER (2006) bestätigen, dass eine Reduktion des MPM-Vorfaktors von 8 auf 5 gerechtfertigt ist.

5.5.4 Zwischenfazit

Der wesentliche Unterschied zwischen der 1D- und 2D-Modellierung liegt in der Kalibrierungsgrösse f_b. Während in der 1D-Modellierung (EK) f_b zu 0.63 bestimmt ist, was einem MPM-Vorfaktor von 5 entspricht, muss f_b in der 2D-Modellierung auf 0.34 reduziert werden, was gegenüber der 1D-Modellierung nahezu einer Halbierung und einem MPM-Vorfaktor von 2.7 entspricht. Die Ursache dafür liegt in den unterschiedlichen Reibungsansätzen des 1D- und 2D-Modells, welche in Kapitel 4 aufgezeigt wurden. Dies kann zu Problemen führen, falls z. B. mit einem 2D-Modell detaillierte Prognosemodellierungen aufbauend auf einer 1D-Modellkalibrierung oder falls eine gekoppelte 1D/2D-Modellierung gemacht werden. Ziel sollte es sein, ausgehend von übereinstimmender Hydraulik und gleicher Transportformel im 1D- und 2D-Modell ähnliche Resultate zu erzeugen, ohne nachträglich eine allzu grosse pauschale Korrektur am Geschiebetransportmodell vornehmen zu müssen. Mit der in Abschnitt 5.6 aufgezeigten zweiten Kalibrierungsmethode soll auf diesen pauschalen Korrekturfaktor im 2D-Modell verzichtet werden können.

Ein Vergleich der morphologischen Struktur im Erweiterungsbereich zwischen numerischem Modell und Laborversuch in Abb. 5.8 veranschaulicht, dass die morphologischen Prozesse mit dem 2D-Modell nur ansatzweise abgebildet werden können. Sowohl die lateralen Ablagerungen in den Erweiterungsecken, als auch die Ablagerung in Gerinnemitte (Mittelbank) resultieren nicht gleich ausgeprägt wie im Labor. Die komplexe Strömung im Erweiterungsbereich ist durch dreidimensionale Effekte geprägt und lässt sich deshalb mit tiefengemittelten Ansätzen nicht korrekt abbilden. Darauf sind auch die Unterschiede im Verlauf des Wasserspiegels zurückzuführen.

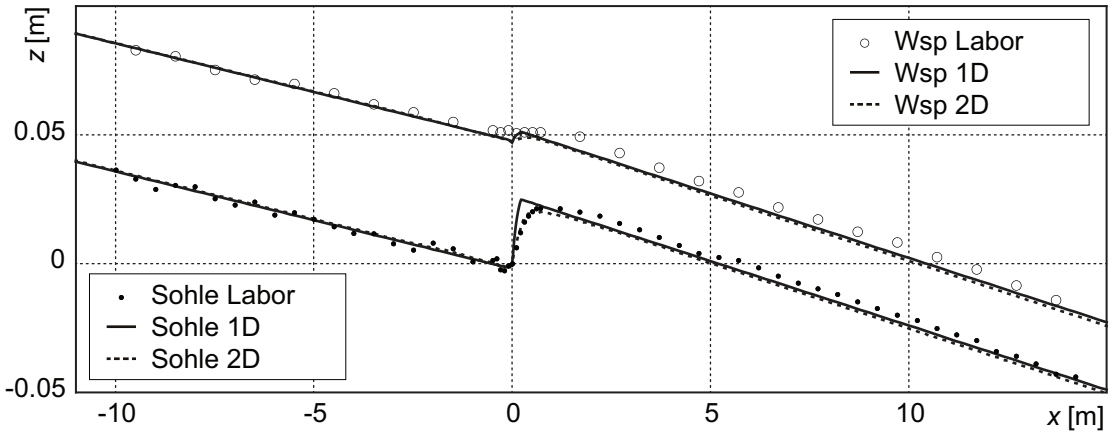


Abb. 5.7 Mittlere Längsprofile der Sohle und des Wasserspiegels der Laborversuche und der 1D- und 2D-Modellierungen für Einkornmaterial. Labordaten aus Hunzinger (1998).

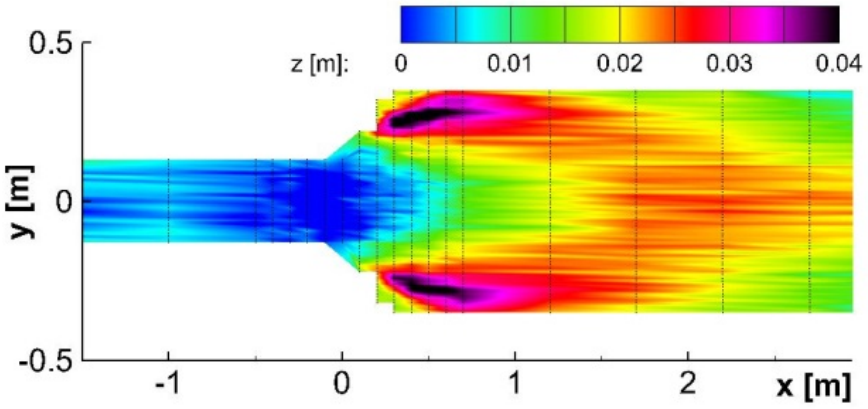


Abb. 5.8 Endtopographie im Erweiterungsbereich im Labor. Labordaten aus HUNZINGER (1998).

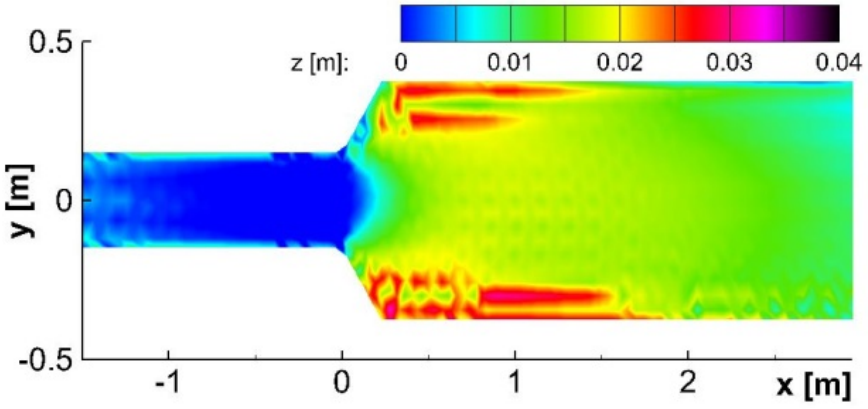


Abb. 5.9 Endtopographie im Erweiterungsbereich der 2D-EK Modellierung.

5.6 Kalibrierungsmethode 2

Das Ziel dieser Methode ist es, das 1D- und 2D-Modell ausgehend von übereinstimmenden Sohlenrauheiten zu kalibrieren. Im 2D-Modell werden dafür das Turbulenzmodell angewendet und die Böschungsrauheit gegenüber dem 1D-Modell zusätzlich angepasst. Diese Kalibrierungsmethode orientiert sich teilweise an der im Abschnitt 5.2 beschriebenen 2-Punkt-Kalibrierung für heterogene Rauheitsverteilung. Ein wesentlicher Unterschied ist, dass im Gegensatz zum Idealfall mit zwei Wasserständen in diesem Beispiel nur die Wasserstände *eines* Abflusses verfügbar sind. Die Geometrie des Untersuchungsbeispiels bestehend aus einem kompakten und unmittelbar anschliessenden weiten Profil ermöglicht aber dennoch ein ähnliches Kalibrierungsvorgehen wie in Abschnitt 5.2 beschrieben. Weil angenommen wird, dass die Kornrauheit der Sohle und die Rauheit der Wand sowohl im kompakten Profil (Kanal) als auch im weiten Profil (Aufweitung) identisch sind, wird die Kalibrierung nicht mit *einem* Profil und zwei unterschiedlichen Abflüssen, sondern mit zwei unterschiedlichen Profilen, aber mit nur *einem* Abfluss durchgeführt. Entsprechend können für die beiden Profile je eine mittlere, homogene Profilrauheit und ausgehend davon sämtliche heterogenen Rauheitskombinationen bestimmt werden. Anhand der 1D-Normalabflussberechnung im Kanal und der Aufweitung ohne bewegliche Sohle werden die Sohlenrauheiten bestimmt und eine Formrauheit in der Aufweitung abgeschätzt. Für die 2D-Modellierung werden die in Kapitel 4 gewonnenen Erkenntnisse zum Wandreibungseinfluss in Kombination mit dem Turbulenzmodell beigezogen. Die Randzellenbreite des unstrukturierten Dreiecksgitters ist gleich der Abflusstiefe des Kalibrierungsabflusses ($b_{bc} = h$). Die Kalibrierungsmethode 2 wird nur für ein Einkornmaterial durchgeführt, da die Unterschiede gegenüber dem Mehrkornmaterial für das Aufzeigen des Kalibrierungskonzepts keinen entscheidenden Einfluss haben.

5.6.1 Hydraulik

Mit der 1D-Normalabflussberechnung werden für die Kalibrierung der Abflusstiefen resp. Wasserspiegel die Strickler-Beiwerte angepasst und die korrekte Kombination gesucht. Für homogene Randrauheit im Kanal und der Aufweitung ergibt die Normalabflussberechnung die Strickler-Beiwerte $k_{St,K} = 66.5\ m^{1/3}/s$ und $k_{St,A} = 59.2\ m^{1/3}/s$ (Abb. 5.10, links). Eine Variation von Wand- und Sohlenrauheit für beide Profile führt zu zwei Kurven, für die in jedem Punkt Normalabfluss gilt. Die beiden Kurven zeigen eine unterschiedliche Abhängigkeit von der Wandrauheit: die 'Kanal-Kurve' reagiert viel stärker auf zunehmende Wandrauheit als die 'Aufweitungs-Kurve'. Der Grund dafür ist,

dass die Profilrelation in der Aufweitung grösser ist und der Wandeinfluss auf die Hydraulik entsprechend geringer. Die beiden Kurven unterscheiden sich aber auch bezüglich Sohlenrauheit: Die 'Aufweitungs-Kurve' gibt eine grössere Sohlenrauheit vor als die 'Kanal-Kurve'. Der Grund dafür ist, dass die Strickler-Sohlenrauheit sowohl *Korn*- als auch *Form*rauheit beinhaltet und letztere hauptsächlich in der Aufweitung auftritt. Es gibt viele Kombinationen von Strickler-Beiwerten im Kanal und der Aufweitung, um die Hydraulik aus den Laborversuchen abzubilden. Ziel aber muss es sein, durch gewisse Einschränkungen *eine* richtige Kombination zu finden, die die Bedingungen in den Teilbereichen verknüpft und im ganzen System gültig ist. Folgende Einschränkungen sollen gelten:

a) Einheitliche Wandrauheit: Da in den Laborversuchen die Wandbeschaffenheit im Kanal und in der Aufweitung gleich ist, soll auch im numerischen Modell für die Wand ein einheitlicher Strickler-Beiwert eingesetzt werden.

b) Einheitliche *Korn*rauheit: Da die Kornzusammensetzung im Kanal und der Aufweitung im Gleichgewichtszustand als gleich angenommen wird, soll auch im numerischen Modell im ganzen Gebiet eine einheitliche *Korn*rauheit eingesetzt werden.

c) Berücksichtigung von *Form*rauheit in der Aufweitung: Unterteilung der Sohlenrauheit in der Aufweitung in *Form*- und *Korn*rauheit mit Hilfe des Reduktionsbeiwerts f_{bf}.

Durch die Einschränkung c) resultieren für $f_{bf} < 1$ nach Abzug der Formrauheit neue Beziehungen, die lediglich die Kornrauheiten berücksichtigen und damit erhöhte Strickler-Beiwerte (entspricht reduzierter Sohlenrauheit) aufweisen. Die Kurven verschieben sich parallel nach oben (Abb. 5.10, rechts) und ermöglichen einen Vergleich der reinen Kornrauheiten im Kanal und der Aufweitung und damit die Einhaltung der Einschränkung b). Für die gleichzeitige Erfüllung der Einschränkung a) ist der Schnittpunkt der beiden Kornrauheitskurven im Kanal und der Aufweitung massgebend. Dieser führt zu der *einen* gesuchten Rauheits-Kombination, die alle drei Einschränkungen gleichzeitig erfüllt und damit die übereinstimmenden Strickler-Beiwerte für die Wandrauheit und die Kornrauheit in Kanal und der Aufweitung ergibt.

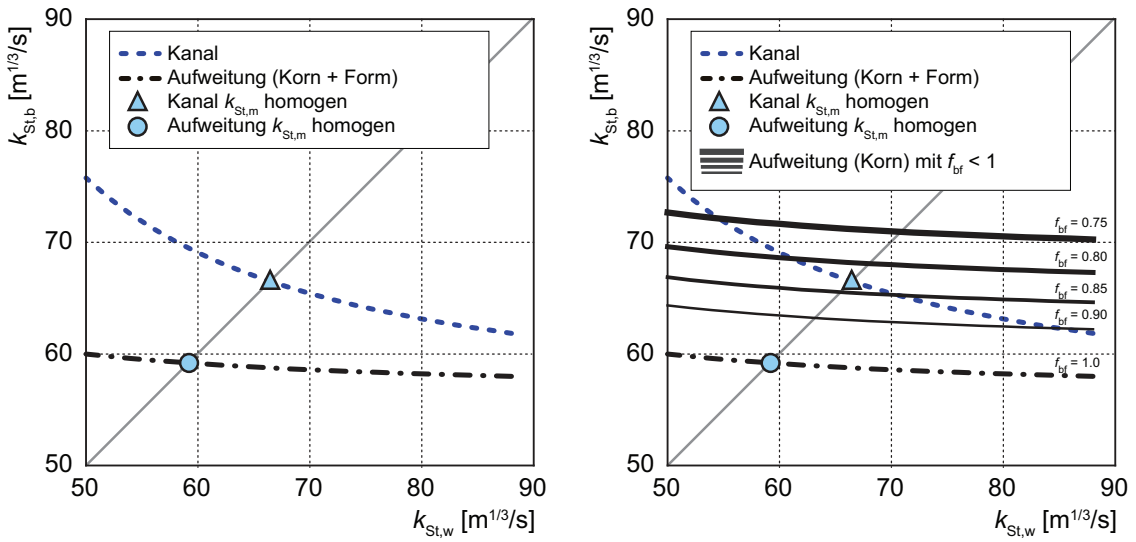


Abb. 5.10 1D-Normalabflussberechnung im Kanal und der Aufweitung mit homogen und heterogen verteilter Rauheit und Berücksichtigung von Korn- und Formrauheit (links), sowie für unterschiedliche Formrauheitskorrekturen (f_{bf}) zur Berücksichtigung von Formrauheit in der Aufweitung (rechts).

Es stellt sich die Frage, welche der Kornrauheitskurven für die Aufweitung die Richtige ist resp. wie f_{bf} gewählt werden muss. Da als Kalibrierungsgrundlage nur ein Abflusszustand zur Verfügung steht, fehlen Informationen, um sämtliche unbekannten Grössen zu bestimmen, und f_{bf} muss deshalb abgeschätzt werden. Dazu stehen vier Vorgehensweisen a) bis d) zur Auswahl:

a) Formfaktor aus Literaturangaben abschätzen. Ein üblicher Wert für praktische Anwendungen wird z. B. in BEZZOLA (2013) zu $f_{bf} = 0.85$ angegeben. Dies führt zu einem Schnittpunkt der beiden Kurven bei $k_{St,b} = 65.3$ m$^{1/3}$/s und $k_{St,w} = 70.5$ m$^{1/3}$/s.

b) Kornrauheit aus Kornzusammensetzung abschätzen. Für einen massgebenden Korndurchmesser kann mit der Beziehung nach Strickler (Gleichung (2.7)) die Kornrauheit abgeschätzt werden. Unter Annahme, dass sich für den Gleichgewichtszustand mit stetigem Geschiebeeintrag keine Deckschicht bildet und deshalb nicht d_{90}, sondern ein mittlerer Korndurchmesser d_m massgebend wird, errechnet sich $k_{St,b,r}$ zu 64.3 m$^{1/3}$/s. Dies entspräche einer Wandrauheit von $k_{St,w} = 74.4$ m$^{1/3}$/s und einem f_{bf} von 0.87.

c) Abschätzung der Wandrauheit. In den Unterlagen zu den Laborversuchen (HUNZINGER 1998) wird $k_{St,w}$ mit 64 m$^{1/3}$/s angegeben. Wird dieser Wert übernommen, ergibt sich $k_{St,b} = 67.4$ m$^{1/3}$/s und $f_{bf} = 0.82$.

d) Unter Annahme einer homogen verteilten Rauheit in beiden Profilen kann f_{bf} mit Gleichung (2.10) und $k_{St,r} = k_{St,K} = 66.5\ m^{1/3}/s$ und $k_{St} = k_{St,A} = 59.2\ m^{1/3}/s$ zu $f_{bf} = 0.84$ berechnet werden. Entsprechend sind $k_{St,b,K} = 65.9\ m^{1/3}/s$, $k_{St,b,A} = 58.7\ m^{1/3}/s$ und $k_{St,w} = 68.4\ m^{1/3}/s$, was nur wenig glatter ist als die für die Laborversuche abgeschätzten Wandrauheiten.

Mit diesen vier Vorgehensweisen ergeben sich für $k_{St,b,K}$, $k_{St,w}$ und f_{bf} nur kleiner Streubereiche: $64.3\ m^{1/3}/s < k_{St,b,K} < 67.4\ m^{1/3}/s$, $64\ m^{1/3}/s < k_{St,w} < 74.4\ m^{1/3}/s$, $0.82 < f_{bf} < 0.87$. Alle Vorgehensweisen führen zu plausiblen Resultaten, die auch mit gängigen Annahmen aus der Literatur übereinstimmen. Die weitere Kalibrierung in diesem Beispiel wird mit der Vorgehensweise d) fortgesetzt. Damit ergeben sich die Strickler- und Sohlenform-Beiwerte in Tab. 5.6.

Tab. 5.6 Resultierende Kalibrierungsgrössen für die Hydraulik.

$k_{St,w}$	$k_{St,b,K}$	$k_{St,b,A}$	$K^{1.5}$	$f_{bf,K}$	$f_{bf,A}$
$68.4\ m^{1/3}/s$	$65.9\ m^{1/3}/s$	$58.7\ m^{1/3}/s$	0.84	1	0.84

5.6.2 Geschiebetransport Einkorn

1D-Modellierung

Die Entwicklung des mittleren Längsprofils im 1D-Modell wird für die oben bestimmten Strickler-Beiwerte ausgehend von einer beweglichen, um 3‰ geneigten Sohle für Einkorn modelliert. Die Kalibrierungsgrösse des Geschiebemodells wird mit $f_b = 0.63$ konstant gehalten (vgl. Abschnitt 5.5, Tab. 5.7). Ohne weitere Kalibrierung betragen die mittleren Längsgefälle nach Erreichen des Gleichgewichtszustands im Kanal $J_K = 3.58‰$ und in der Aufweitung $J_A = 5.28‰$. Damit liegen die Gefälle nur wenig unter (Kanal) resp. über (Aufweitung) den Endgefällen aus dem Laborversuch (Tab. 5.8). Das mittlere Längsprofil der Sohle und des Wasserspiegels im Vergleich zu den Messwerten aus dem Labor ist in Abb. 5.11 abgebildet.

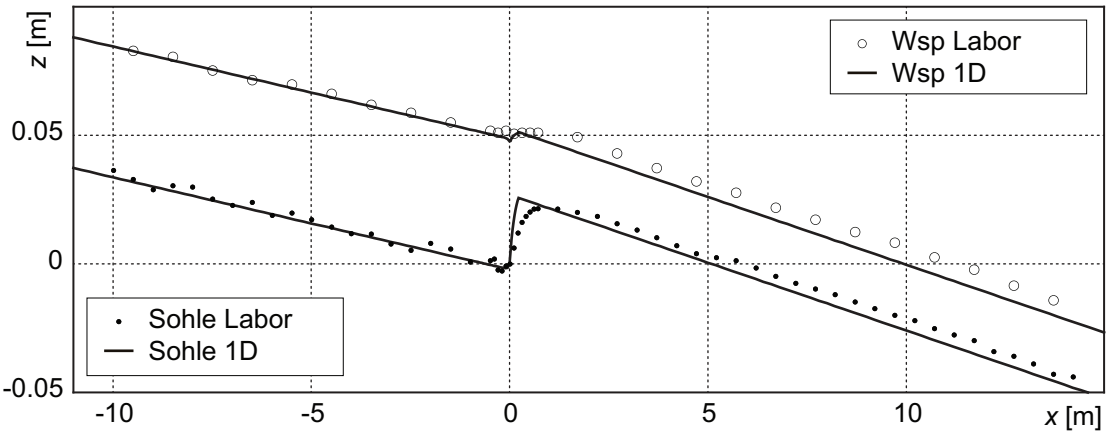


Abb. 5.11 Mittleres Längsprofil der Sohle und des Wasserspiegels des Gleichgewichtszustands im Laborversuch und in der 1D-Modellierung.

2D-Modellierung

Für das 2D-Modell werden die Strickler-Beiwerte für die Sohle aus der 1D-Normalabflussberechnung übernommen. Für die Kalibrierung des hydraulischen 2D-Modells werden f_T aus dem Turbulenzmodell und eine zusätzliche Anpassung der Wandrauheit $\Delta k_{St,w}$ als Kalibrierungsgrössen verwendet. Diese Kalibrierung wird nur an der Kanalstrecke durchgeführt und nicht in der Aufweitungsstrecke, da in der aufgeweiteten Strecke die Wandrauheit einen untergeordneten Einfluss auf die Hydraulik hat. Wird gemäss den Empfehlungen aus Kapitel 4 $f_T = 5$ gewählt, so resultiert $\Delta k_{St,w} = 3.4$ m$^{1/3}$/s und entsprechend $k_{St,w} = 65$ m$^{1/3}$/s. Nach der hydraulischen Kalibrierung wird die Entwicklung der Sohlenlage ausgehend von einem flachen Gefälle bis zu einem stabilen Gleichgewichtszustand modelliert. Der Geschiebetransportfaktor $f_b = 0.63$ wird unverändert aus dem 1D-Modell übernommen. Ansonsten werden keine weiteren Kalibrierungsgrössen des Geschiebemodells verwendet.

Die resultierenden mittleren Längsgefälle in Kanal und Aufweitung für eine EK-Modellierung sind in Tab. 5.8 angegeben. Sie weichen in beiden Fällen weniger als 4% von den Labordaten ab. Der Verlauf der Längsprofile aus der 1D- und 2D-Modellierung und aus dem Laborversuch ist in Abb. 5.12 dargestellt. Es ist bemerkenswert, dass mit Hilfe des Turbulenzmodells die Strickler-Beiwerte und Sohlenform-Beiwerte aus der 1D-Normalabflussberechnung auch für die 2D-Modellierung übernommen werden können und der Vorfaktor der Transportformel gegenüber der 1D-Modllierung nicht verändert werden muss. Weiter wird mit dem Erfahrungswert $f_T = 5$ sowohl eine korrekte Hydraulik als auch eine übereinstimmende Entwicklung der mittleren Sohlenlage erreicht. Dazu wird lediglich die Wandrauheit als Kalibrierungsgrösse verwendet. Diese

stimmt nach der Kalibrierung gut mit der in den Laborunterlagen angegebenen Wandrauheit überein.

Die Differenz zwischen dem numerisch modellierten und dem im Labor vermessenen mittleren Längsgefälle beträgt maximal 0.26 ‰ und ist damit sehr gering. Auf die gesamte Modelllänge von 14 m resultiert eine maximale vertikale Abweichung von 3.6 mm (entspricht $\approx 3d_m$).

Ergänzend wird der Einfluss von f_T geprüft und die Kalibrierung zum Vergleich zusätzlich mit $f_T = 2$ durchgeführt. Die hydraulische Kalibrierung ergibt eine angepasste Wandrauheit von $k_{St,w} = 59\ m^{1/3}/s$ ($\Delta k_{St,w} = 9.6\ m^{1/3}/s$) und die Modellierung des Geschiebetransports führt zu den mittleren Sohlengefällen in Tab. 5.9. Die Reduktion von f_T hat in diesem Fall einen vernachlässigbaren Einfluss auf das mittlere Sohlenlängsprofil (Abb. 5.13).

Tab. 5.7 Resultiertende Kalibrierungsgrössen im 1D- und 2D-Modell.

		$k_{St,w}$	$k_{St,b,K}$	$k_{St,b,A}$	$K^{1.5}$	$f_{bf,K}$	$f_{bf,A}$	f_b	f_T
		$m^{1/3}/s$	$m^{1/3}/s$	$m^{1/3}/s$	-	-	-	-	-
1D	EK	68.4	65.9	58.7	0.84	1	0.84	0.63	-
2D	EK	65	65.9	58.7	0.84	1	0.84	0.63	5

Tab. 5.8 Resultierende Grössen aus der hydraulischen 1D- und 2D-Modellierung mit Einkornmaterial im Vergleich zu den Laborversuchen.

		Kanal				Aufweitung				Versatz
		u_K	$\mathbf{Fr}_K$	h_K	J_K	u_A	$\mathbf{Fr}_A$	h_A	J_A	s
		m/s	-	mm	‰	m/s	-	mm	‰	mm
Labor		0.46	0.66	50	3.77	0.35	0.69	26	5.02	31
1D	EK	0.45	0.64	51	3.58	0.36	0.71	26	5.28	29
2D	EK	0.46	0.67	49	3.90	0.36	0.71	26	5.19	27

Tab. 5.9 Einfluss der Kalibrierungsgrösse f_T auf $k_{St,w}$ und die resultierenden Gleichgewichtsgefälle im Kanal und der Aufweitung.

f_T	$k_{St,w}$	$k_{St,b,K}$	$k_{St,b,A}$	J_K	J_A
-	$m^{1/3}/s$	$m^{1/3}/s$	$m^{1/3}/s$	‰	‰
5	**65**	65.9	58.7	3.90	5.19
2	**59**			3.68	5.16

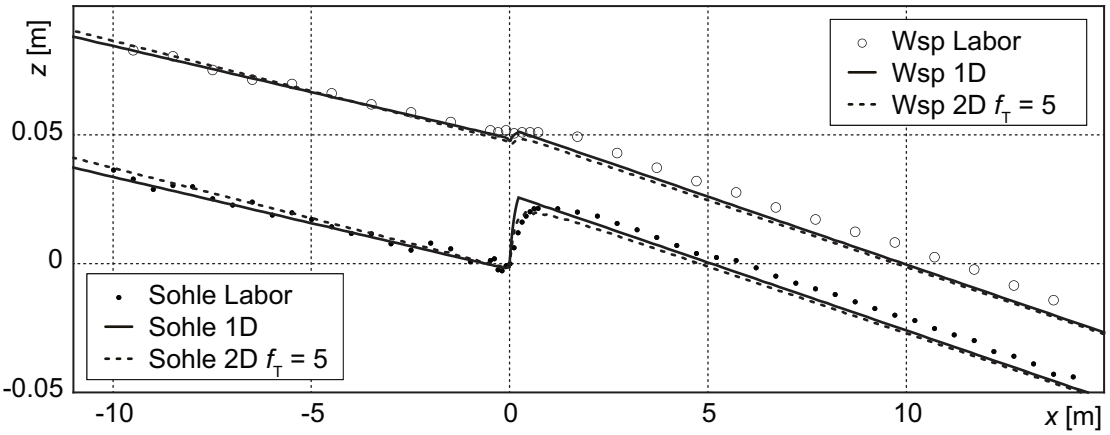


Abb. 5.12 Vergleich der mittleren Längsprofile (Sohle und Wasserspiegel) im 1D-Modell, im 2D-Modell mit $f_T = 5$ und im Laborversuch je für den Gleichgewichtszustand.

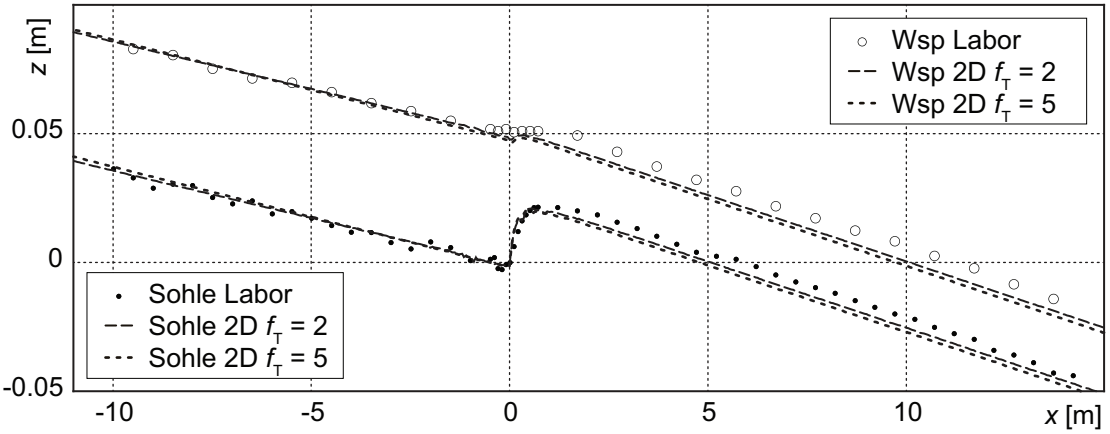


Abb. 5.13 Mittleres Längsprofil der Sohle und des Wasserspiegels des Gleichgewichtszustands im Laborversuch und in der 2D-Modellierung für $f_T = 2$ und $f_T = 5$.

Für ein Querprofil im Kanal ($x = -7$ m) und ein Querprofil in der Aufweitung ($x =$ 10 m) sind die laterale Verteilung von u_x und τ_b in Abb. 5.14 sowie die lokale spezifische Geschiebetransportkapazität g_b für die einzelnen Zellen im 2D-Modell in Abb. 5.15 für $f_T = 5$ dargestellt. Die Resultate aus der 1D-Modellierung sind zum Vergleich ebenfalls dargestellt.

Es wird deutlich, dass die Wandreibung zusammen mit dem Turbulenzmodell die Geschwindigkeits- und Sohlschubspannungsverteilung beeinflusst. Der Einfluss fällt im Kanal deutlich stärker aus als in der Aufweitung. Entsprechend ist auch die Geschiebetransportkapazität in Kanalmitte deutlich grösser als in Wandnähe. Es findet ein konzentrierter Geschiebetransport in Gerinnemitte statt. Folglich steigt die Sohle gegen die Seitenwände hin leicht an und nimmt dadurch eine konkave Form ein. In Abb. 5.16 ist

für 10 Querprofile[2] im Kanal die Sohle relativ zur minimalen Sohlenkote aufgetragen. In allen Querprofilen steigt die Sohle gegen die Seitenwände hin um ungefähr 1.2 mm an. Sowohl HUNZINGER (1998) als auch ZARN (1997) haben in ihren Modellversuchen ebenfalls festgestellt, dass sich im kompakten Kanalabschnitt eine konkave Sohlenform einstellt mit leicht erhöhter Sohle am Rand des Querprofils. Sie führen dies auf den relativ grossen Einfluss der Wand zurück. ZARN (1997, Abb. 33) gibt die seitliche Erhöhung mit ungefähr 4 mm an und beschreibt die Form des charakteristischen Querprofils als Spiegelbild der zeitlich gemittelten Schubspannungsverteilung.

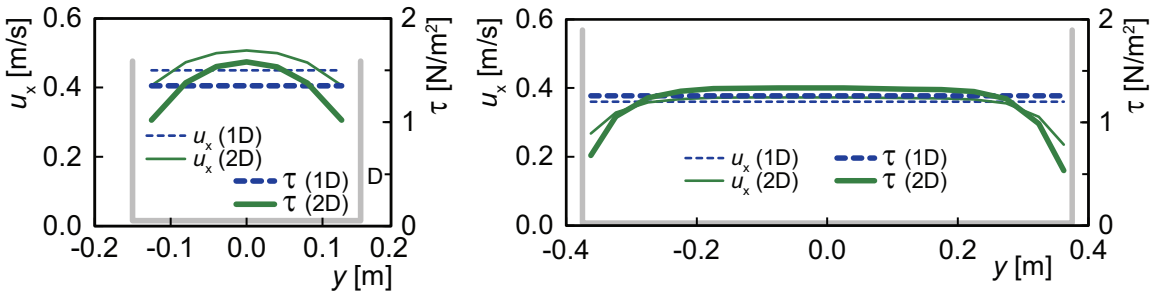


Abb. 5.14 Laterale Verteilung der Fliessgeschwindigkeit u_x und der Sohlschubspannung τ_b im 1D- und 2D-Modell bei $x = -7$ m im Kanal (links) und bei $x = 10$ m in der Aufweitung (rechts).

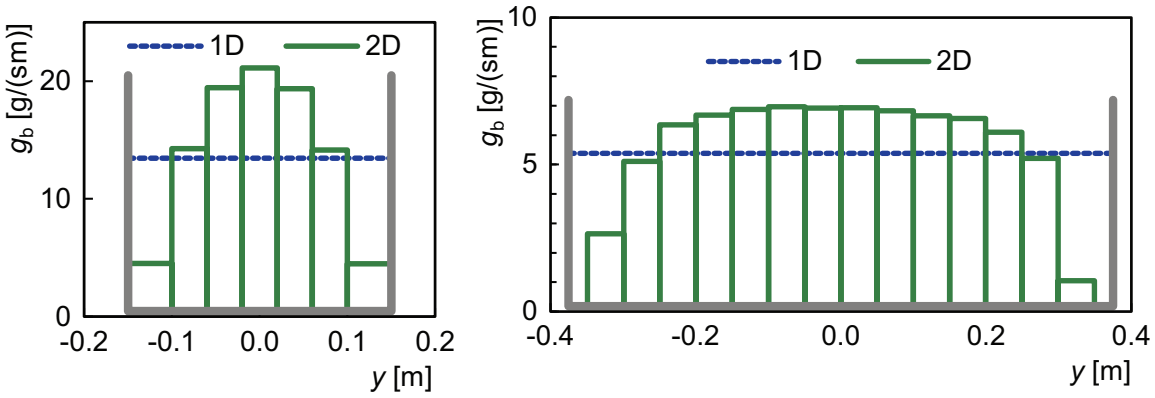


Abb. 5.15 Laterale Verteilung der spezifischen Geschiebetransportkapazität g_b im 1D- und 2D-Modell bei $x = -7$ m im Kanal (links) und bei $x = 10$ m in der Aufweitung (rechts).

[2] Die 10 verwendeten Querprofile liegen im Abstand von 1 m im Bereich $-14\text{ m} \le x \le -5$ m.

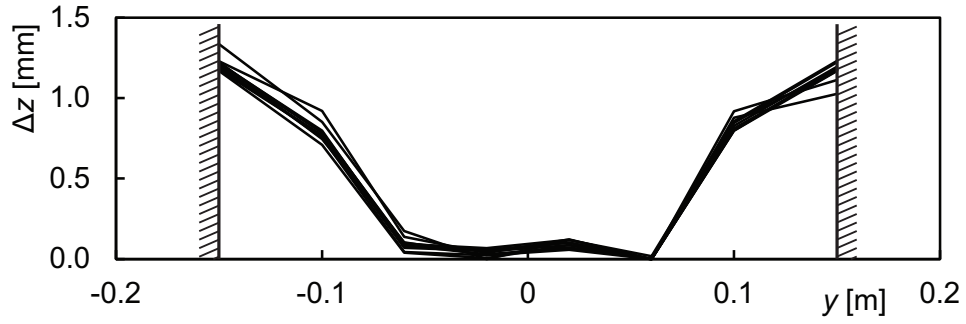


Abb. 5.16 Differenz Δz der Sohlenkote zur minimalen Sohlenlage je für 10 Querprofile x = [−15 m, −14 m, ... −5 m] stark überhöht dargestellt.

5.7 Diskussion und Fazit

Das numerische 1D- und 2D-Modell wird hinsichtlich der Hydraulik und des Geschiebetransports mit Hilfe von Labordaten einer Flussaufweitung kalibriert. Es werden unabhängig voneinander zwei unterschiedliche Kalibrierungsmethoden angewandt. In beiden Fällen gelingt es, sowohl mit dem 1D- als auch mit dem 2D-Modell die Entwicklung des mittleren Längsprofils gut wieder zu geben.

Kalibrierungsmethode 1

Der in den Laborunterlagen angegebene Strickler-Beiwert für die Wandrauheit wird als gegeben und nicht veränderbar angenommen. Die Strickler-Beiwerte für die Sohle im Kanal und der Aufweitung werden für das 1D- und das 2D-Modell unabhängig voneinander kalibriert. Das mittlere Längsprofil der Sohle für den vorgegebenen Geschiebeeintrag wird im Kanal mit der Geschiebetransportkapazität (Anpassung Vorfaktor der Transportformel) und daraufhin in der Aufweitung mit Hilfe von Sohlenform-Beiwerten kalibriert.

Das 2D-Modell wird ohne Berücksichtigung eines Turbulenzmodells kalibriert. Damit wird der Wandeinfluss unterschätzt und folglich die Geschiebetransportkapazität überschätzt. Entsprechend muss mit einem pauschalen Korrekturfaktor (Halbierung des Vorfaktors in der Transportformel) das Geschiebemodell angepasst werden. Das so kalibrierte Modell kann für den einen stationären Kalibrierungsabfluss korrekte Resultate liefern. Es ist jedoch nicht robust gegenüber einer Änderung der Profilrelation, wie z. B. im Fall eines instationären Abflusses oder eines veränderten Abflussquerschnitts.

Kalibrierungsmethode 2

Die Strickler-Beiwerte für die heterogene Rauheitsverteilung (Wand und Sohle) werden mit Hilfe der 1D-Normalabflussberechnung hergeleitet. Dazu werden die unterschiedlichen Normalabflusstiefen in Kanal und Aufweitung sowie die zu erwartenden Sohlen- und Bankformverluste in der Aufweitung mitberücksichtigt. Mit Hilfe dieser Methode kann ein übereinstimmendes Vorgehen im 1D- und 2D-Modell gewährleistet werden. Mit den Erfahrungen aus Kapitel 4 und zusammen mit dem TM kann im 2D-Modell – aufbauend auf der 1D-Kalibrierung und mit geringfügiger Justierung der Wandrauheit – eine realistische Sohlschubspannungsverteilung erzeugt werden. Sowohl mit dem 1D- als auch mit dem 2D-Modell wird daraufhin die Entwicklung des mittleren Längsprofils gut abgebildet. Bemerkenswert dabei ist, dass die beiden Modelle auf identischen Strickler-Beiwerten (ausser der Wandrauheit), Sohlen- und Bankformverlusten in der Aufweitung und Vorfaktoren der Transportformel basieren. Der Vorfaktor des Geschiebemodells und die Kalibrierungsgrösse des Turbulenzmodells stimmen gut mit Literaturwerten überein.

Grundsätzlich führt die zweite Kalibrierungsmethode hinsichtlich instationärer Abflüsse und ändernder Profilrelation zu robusteren Modellen. Wird die heterogene Rauheitskombination aufgrund mehrerer Hochwasserspuren für unterschiedliche Abflüsse oder aufgrund unterschiedlicher Profilrelationen (z. B. Kanal / Aufweitung) evaluiert, so führen die gewählten Rauheiten nicht nur zu einer korrekten Hydraulik, sondern auch zu einer korrekteren Sohlschubspannung und entsprechend zu plausiblen Geschiebetransportkapazitäten.

Die Rauheitskoeffizienten der Sohle und Wand werden in der numerischen Modellierung als Kalibrierungsgrösse verwendet. Ein Vergleich der gewählten Rauheitskoeffizienten aus beiden Kalibrierungsmethoden mit den Abschätzungen aus den Laborversuchen zeigt eine gute Übereinstimmung. Während die Kornrauheiten im numerischen Modell zu $61\ m^{1/3}/s \leq k_{St,r} \leq 68\ m^{1/3}/s$ bestimmt wurden, liegen die Abschätzungen bei ZARN (1997) für das gleiche verwendete Material ausgehend von d_{90} je nach Abflussberechnungsmethode zwischen $59\ m^{1/3}/s$ und $73\ m^{1/3}/s$. Der Strickler-Beiwert für die Wand wurde im numerischen Modell zu $59\ m^{1/3}/s \leq k_{St,r} \leq 68.4\ m^{1/3}/s$ bestimmt. Im Labor wurde die Wandrauheit aufgrund der Körnung zu $59\ m^{1/3}/s$ bestimmt, später aber aufgrund der hydraulischen Resultate auf $64\ m^{1/3}/s$ korrigiert (ZARN 1997). Die breiten Streubereiche verdeutlichen, dass im Labor und entsprechend auch in der Natur keine eindeutige Bestimmung der Rauheit vorgenommen werden kann. Das begründet und

rechtfertigt zugleich die Methodik, die Strickler-Beiwerte im numerischen Modell als Kalibrierungsgrössen zu betrachten, statt direkt von der Kornzusammensetzung abzuleiten.

Die Versatzbildung im numerischen Modell unterscheidet sich von derjenigen im Laborversuch unabhängig von der Kalibrierungsmethode. Im Folgenden werden einige auffallende Punkte diskutiert:

- Versatzhöhe

  Mit Definition der Versatzhöhe *s* nach HUNZINGER (1998) wird diese mit dem numerischen Modell um 3 bis 4 mm resp. um ungefähr 10% unterschätzt.

- Versatzform

  Die Sohlenlage verändert sich im 1D-Modell sehr abrupt, im 2D-Modell moderat. Im 1D-Modell liegt der Versatz exakt innerhalb der Erweiterungslänge. Die Sohlenveränderung ist im ersten Profil der Aufweitung abgeschlossen. Von dort an stellt sich entsprechend der Geometrie in der Aufweitung sofort Normalabfluss ein. Im 2D-Modell bildet sich der Versatz viel moderater und erstreckt sich über den eigentlichen Erweiterungsbereich hinaus. Entsprechend bildet das 2D-Modell den im Labor beobachteten Verlauf der mittleren Sohlenlage im Erweiterungsbereich besser ab. Der Grund für die unterschiedliche Versatzform liegt unter anderem in der lateralen Fliessbewegung von Wasser und Geschiebe, die im 1D-Modell nicht berücksichtigt wird. Im Labor und im 2D-Modell breitet sich der Abfluss nur langsam aus, mit einem Ausbreitungswinkel, der kleiner ist als der Erweiterungswinkel der seitlichen, starren Berandung (HUNZINGER 1998). Im Strömungsschatten der ausbreitenden Strömung wird Material abgelagert, welches das Abflussprofil lokal einengt. Die reduzierte Profilbreite reduziert auch das Gefälle, welches zwischen dem Normalabflussgefälle im Kanal und dem Normalabflussgefälle in der Aufweitung liegt.

- Wasserspiegelverlauf in der Erweiterung

  Auffallend in den Labordaten ist der Verlauf des Wasserspiegels und der Energielinie kurz vor Beginn der Aufweitung. Es zeigt sich ein leichter Aufstau des Abflusses, der sich über den Erweiterungsbereich hinaus erstreckt. Dieser Verlauf des Wasserspiegels wird mit dem numerischen Modell nicht abgebildet. Im numerischen Modell ist kein weitreichender Einfluss der Erweiterung auf den

Wasserspiegel erkennbar, die Hydraulik passt sich sehr schnell an die neue Geometrie an.

- Lage der Sohle, Wasserspiegel und Energielinie in der Aufweitung

  Sämtliche numerisch modellierten Längsprofile der mittleren Sohlenlage in der Aufweitung liegen, bezogen auf den gemeinsamen Referenzpunkt im Versatztiefpunkt, unterhalb des mittleren Längsprofils des Laborversuchs. Die Abweichung beträgt ungefähr 3 mm und damit gleich viel wie bei der Versatzhöhe. Die Ursache dürfte in der Mittelbank unterstrom der Erweiterung liegen, die mit tiefengemittelten Ansätzen im numerischen Modell nicht gleich ausgeprägt abgebildet werden kann wie im Labor. Entsprechend bildet sich auch keine Staukurve oberstrom davon aus, die zu einer Anhebung des Wasserspiegels führt. Im numerischen Modell fällt die Versatzhöhe deshalb geringer und die Versatzform weniger weitläufig aus, als typischerweise in Laborversuchen oder in Naturbeispielen.

Die Abweichung der Versatzhöhe im numerischen Modell ist aber grundsätzlich gering (lediglich ungefähr 10% der Abflusstiefe im Kanal) im Vergleich zur Unsicherheit bei den Modelldaten, wenn man die unterschiedlichen Gefälle in den eigentlich unter übereinstimmenden Randbedingungen durchgeführten Laborversuchen von ZARN (1997) und HUNZINGER (1998) berücksichtigt (einmal als zwei einzelne Kanäle bei ZARN (1997), einmal zusammengesetzt zu Kanal und Aufweitung bei HUNZINGER (1998)). Die gemessenen mittleren Gefälle weichen um bis zu 0.7‰-Punkte voneinander ab, was über die Kanallänge von 10 m einen Niveauunterschied von 7 mm ausmacht. Dies wiederum entspricht ungefähr 27% der Abflusstiefe im Kanal. HUNZINGER (1998) stellt in seiner Abbildung 11.5 die berechneten und gemessenen Versatzhöhen gegenüber. Diese weichen oft um 5 bis 10% voneinander ab. In Anbetracht dessen ist die Abweichung zwischen dem numerischen Modell und den Laborversuchen vertretbar.

Der Vorfaktor der MPM-Transportformel wird durch f_b reduziert. Sowohl im 1D-Modell als auch im 2D-Modell mit Turbulenzmodell ergibt sich mit $f_b = 0.63$ ein Vorfaktor von 5. Dies entspricht den Untersuchungen von z. B. HUNZIKER (1995) oder WONG & PARKER (2006). Auch HUNZINGER (1998) machte in seinen Versuchen die Erfahrung, den Geschiebetransport mit der Transportformel von HUNZIKER (1995) mit einem Vorfaktor von 5 besser abbilden zu können.

Eine wesentliche Erkenntnis der Kalibrierung mit Labordaten ist, dass die Entwicklung der mittleren Sohlenlage für einen stationären Gleichgewichtszustand mit dem 1D-

Modell ebenso gut abgebildet werden kann wie mit dem 2D-Modell. Obwohl sich die Strömung im Erweiterungsbereich lateral ausbreitet und sich damit zweidimensional verhält, lässt sich das übergeordnete Sohlenverhalten auch mit dem 1D-Modell abbilden. Lediglich die Form resp. die Länge des lokalen Versatzes wird mit dem 1D-Modell unterschätzt. Dies kann dadurch korrigiert werden, indem der Erweiterungswinkel der 1D-Topographie an den zu erwartenden effektiven Strömungsausbreitungswinkel angeglichen wird. Ob die Kornverteilung mit einem Ein- oder Mehrkorn repräsentiert wird, spielt in diesem Kalibrierungsbeispiel eine untergeordnete Rolle.

Für die Untersuchung des übergeordneten mittleren Längsprofils in einem Flussschlauch weist das 2D-Modell keine Vorteile auf. Im Gegenteil, das 2D-Modell weist mehr Parameter auf, die kalibriert werden müssen, wofür aber in den meisten Fällen die Grundlagendaten fehlen. Sobald die Wandrauheit in einem kompakten Profil an Einfluss gewinnt, muss im 2D-Modell das Turbulenzmodell zugeschaltet werden. Zur Kalibrierung desselben sind Informationen über die laterale Geschwindigkeitsverteilung notwendig, die meistens nicht vorliegen. Alternativ kann das 2D-Modell mit Turbulenzmodell auch anhand eines kalibrierten 1D-Modells kalibriert werden. Dann allerdings wird nicht die Turbulenzintensität an sich kalibriert, sondern nur deren Wirkung zur Berücksichtigung der Wandreibung als pauschaler zusätzlicher Reibungsverlust. Der Einsatz eines 2D-Modells und der Aufwand für die Kalibrierung ist grundsätzlich nur dann gerechtfertigt, wenn effektiv zweidimensionale Effekte im Fokus der Untersuchung stehen, die mit einem 1D-Modell nicht untersucht werden können. Dies können z. B. grossflächige Hochwasser-Überflutungen, morphologische Strukturen infolge lateraler Strömung, verzweigte Morphologien oder ähnliches sein. Ein sinnvoller Einsatz des 2D-Modells liegt in der Kombination mit einem 1D-Modell, als sogenanntes gekoppeltes Modell. Während die übergeordneten, grossskaligen Bereiche des Perimeters mit einem 1D-Modell abgebildet werden, werden die lokalen 2D-Phänomene oder Überflutungsgebiete als Ergänzung mit einem 2D-Modell modelliert. Dann ist von besonderer Bedeutung, dass die Reibungsansätze in beiden Modellen korrekt und robust sind für instationäre Bedingungen und unterschiedliche Profilrelationen. Für Prognosesimulationen der Auswirkungen einer geplanten Aufweitung auf das mittlere Längsprofil eignet sich eine 1D-Modellierung. Eine sorgfältige Kalibrierung der Rauheitskoeffizienten von Sohle und Böschung bildet die Grundlage für zuverlässige Resultate.

6 Simulation Aufweitung Altikon (Thur)

6.1 Ziel und Inhalt

In diesem Kapitel wird mit dem 1D- und 2D-Modell die Entwicklung der Sohlenlage für das verhältnismässig gut dokumentierte Naturbeispiel der Aufweitung Altikon an der Thur simuliert. Die Simulation berücksichtigt einen ungefähr 4 km langen Abschnitt der Thur zu unterschiedlichen Zeitpunkten vor und nach Erstellung der Aufweitung. Es soll gezeigt werden, wie gut sich das 1D- und das 2D-Modell eignen, mit der verfügbaren Datengrundlage die Entwicklung der mittleren Gerinnesohle im Aufweitungsbereich, aber auch ober- und unterhalb davon zu reproduzieren.

Das hydraulische Modell wird mit Hilfe von Hochwasserspuren aus dem Hochwasserereignis 2002 kalibriert. Mit Hilfe von langjährigen Sohlenvermessungen des Kanals aus der Zeit vor Erstellung der Aufweitung ist eine 1D-Abschätzung der Geschiebefunktion am oberen Modellrand ermöglicht. Die abgeschätzten Geschiebeeintragsvolumina werden mit ausführlichen Geschiebehaushaltstudien verglichen und verifiziert. Die eigentliche Sohlenentwicklung infolge der mehrheitlich künstlich erstellten Aufweitung wird für die Jahre 2002 bis 2009 reproduziert.

Zum Vergleich werden zusätzlich 1D-Modellierungen mit Mehrkornmaterial und mit einer ebenen Ausgangssohle durchgeführt. Mit dem 2D-Modell werden Vergleichsrechnungen mit und ohne Turbulenzmodell gemacht.

6.2 Grundlagen Aufweitung Altikon (Thur)

Die Thur entspringt an der Südflanke des Säntis und entwässert ein 1756 km^2 grosses Einzugsgebiet in der Ostschweiz verteilt auf die Kantone Appenzell, St. Gallen, Thurgau und Zürich. Im 19. Jahrhundert präsentierte sich die Thur als morphologisch vielseitiges Gewässer mit grossen Mäandern und teils weit verzweigten Flussabschnitten. Im 20. Jahrhundert wurde die Thur über weite Strecken zu Hochwasserschutzzwecken stark korrigiert, kanalisiert und begradigt (Abb. 6.1). Gegen Ende des 20. Jahrhunderts wurden im Unterlauf der Thur lokale Revitalisierungsmassnamen mit lokalen Aufweitungen umgesetzt. In vielen Bereichen wurden Buhnen zur Sicherung der Ufer resp. der Hochwasserschutzdämme angeordnet. In gewissen Abschnitten wurde die Erosion der Ufer

durch eigendynamische Veränderungen zugelassen. Eine dieser Aufweitungen ist die lokale Aufweitung bei Altikon. Sie besteht aus zwei aneinandergefügten Aufweitungen, die mehrheitlich künstlich durch Aushubarbeiten erstellt und seit 2002 regelmässig vermessen wurden. Tab. 6.1 gibt einen Überblick über wichtige Kenngrössen der Thur bei Altikon.

Abb. 6.1 Hochwasserabfluss zwischen Uesslingen und Altikon an der Thur am 1. Juni 2013 um 12:40 Uhr. Q = 939 m^3/s (Abflussmessstation Andelfingen). Blick gegen die Fliessrichtung in Richtung Uesslingen. Photo: Kapo-ZH.

Tab. 6.1 Kenngrössen der Thur bei Altikon.

J_K	[‰]	1.7
b_K	[m]	48
$b_{A,max}$	[m]	107
$L_{A,oben}$	[m]	1000
$L_{A,unten}$	[m]	800
d_m	[mm]	21 bis 25 (Geschiebe)
HQ_2	[m^3/s]	572
HQ_5	[m^3/s]	727
HQ_{100}	[m^3/s]	1065

Perimeter

In Abb. 6.3 sind die Abgrenzungen und die Orthophotos des Untersuchungsperimeters an der Thur bei Altikon abgebildet. Der 4 km lange Perimeter ist in vier Abschnitte unterteilt und wird durch zwei Sohlenbefestigungen begrenzt (Abb. 6.2, Tab. 6.2).

Letztere sind eine Sohlenanreicherungsstrecke am oberen Rand und die Zürcher Schwelle am unteren Rand. Die Sohlenanreicherungsstrecke wurde durch Beigabe von Grobkomponenten unterhalb des Feldistegs 2003 erstellt und schützt die Flusssohle vor Erosion. Die Zürcher Schwelle wurde 1978 als starres Bauwerk gebaut und weist eine Absturzhöhe von ca. 0.4 m auf (FLUSSBAU AG 2005). Im numerischen Modell wird der Perimeter zusätzlich um eine Vorlaufstrecke oberhalb des Feldistegs und eine Auslaufstrecke unterhalb der ZH-Schwelle ergänzt, um die Randeinflüsse minimal zu halten.

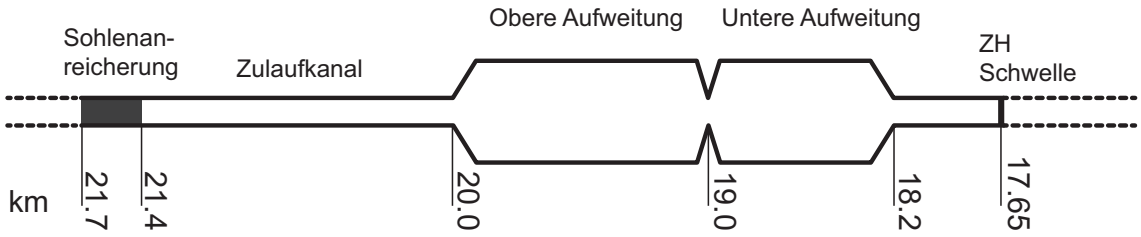


Abb. 6.2 Schematische Unterteilung des Untersuchungs-Perimeters in einzelne Abschnitte.

Tab. 6.2 Abschnitte und Fixpunkte des Untersuchungsperimeters.

km ZH	Bezeichnung
21.7 bis 21.4	Anreicherungsstrecke unterhalb des Feldistegs
21.4 bis 20.0	Oberwasserkanal
20.0 bis 19.0	Obere Aufweitung
19.0	Engstelle
19.0 bis 18.2	Untere Aufweitung
18.2 bis 17.7	Unterwasserkanal
17.650	Zürcher Schwelle (Kronen-Kote: 368.48 m ü. M.)

Datensätze Topographie

Da die Thur mehrere Kantone durchfliesst, liegen unterschiedliche Kilometrierungen vor. Einfachheitshalber wird in dieser Arbeit nur die zürcherische Kilometrierung verwendet und in den Kanton Thurgau fortgeführt. Für die Umrechnung der Kilometerangaben des Kantons Thurgau (km TG) in die Kilometerangaben des Kanton Zürich (km ZH) müssen deshalb jeweils 17.076 km addiert werden. Die Zürcher Kilometrierung beginnt mit km 0 bei der Thurmündung in den Rhein und verläuft flussaufwärts.

Die Bautätigkeiten im Zusammenhang mit der Aufweitung Altikon sind in verschiedenen Etappen erfolgt. Die wichtigsten baulichen Massnahmen sind im Zeitachsendiagramm vermerkt (Abb. 6.3). Die verwendeten Topographievermessungen sind in Tab. 6.3 aufgelistet.

Tab. 6.3 Überblick über die verwendeten Topographievermessungen.

Jahr	Aufnahmedatum
1978	26. Oktober
1989	07. September
2002	September
2005	15. September
2007	11. September
2009	01. September
2011	16. Februar

Hydrologie (Station Andelfingen, Nr. 2044)

Die Abflussaufzeichnung erfolgt in der Messstation Andelfingen, Nr. 2044. Zwischen der Messstation Andelfingen und dem Untersuchungsperimeter mündet kein grösserer Zufluss. Die Messwerte werden für den untersuchten Perimeter als repräsentativ angenommen. Folgende drei Ereignisse werden betrachtet:

$HQ_{(02)}$	$Q = 872$ m^3/s	Hochwasser vom 12.08.2002 mit Spitzenabfluss von 872 m^3/s. Im Anschluss wurden Hochwasserspuren aufgenommen. Damit wird das hydraulische Modell für die Situation nach Fertigstellung der Aufweitung kalibriert.
$Q_{(78\text{-}89)}$	$Q > 100$ m^3/s $Q > 50$ m^3/s	Zwischen den Topographievermessungen 1978 und 1989 wurden sämtliche Abflüsse einmal mit $Q > 100$ m^3/s und einmal mit $Q > 50$ m^3/s zu einer Ganglinie zusammengefasst.
$Q_{(02\text{-}09)}$	$Q > 100$ m^3/s $Q > 50$ m^3/s	Zwischen den Topographievermessungen 2002 und 2009 wurden sämtliche Abflüsse einmal mit $Q > 100$ m^3/s und einmal mit $Q > 50$ m^3/s zu einer Ganglinie zusammengefasst.

Mit dem konservativ angenommenen Grenzwert $Q = 100$ m^3/s für die Nachbildung der Hochwasserganglinien wird die Rechenzeit optimiert, indem nur Abflüsse modelliert werden, die Geschiebetransport verursachen. Gemäss VAW (2007) liegt der Grenzabfluss für Geschiebetransport im Kanal bei $Q_0 = 120$ m^3/s.

In Abb. 6.3 sind auf der Zeitachse zwischen 1978 und 2012 die Zeitpunkte sämtlicher Hochwasserspitzen $Q > 400$ m^3/s, aller verwendeten Topographievermessungen und Hochwasserspuren und der wichtigsten baulichen Massnahmen aufgetragen. F1 und F2 bezeichnen den Aufnahmezeitpunkt der Photos in Abb. 6.8.

Die Hochwasserwahrscheinlichkeiten gemäss dem Bundesamt für Umwelt sind in Tab. 6.4 zusammengefasst.

Tab. 6.4 Geschätzte Hochwasserabflüsse und Wiederkehrperioden für die Messstation Andelfingen an der Thur.

Wiederkehrperiode	Q	Bemerkung
[a]	[m^3/s]	
1	230	Aus Diagramm der Hochwasserwahrscheinlichkeiten, BAFU, 30.10.2014
2	562	VAW (2007)
5	721	VAW (2007)
10	827	Statistik der Jahreshochwasser der Auswertungsperiode (1904 - 2013), BAFU, 30.10.2014
30	955	
100	1074	
300	1168	

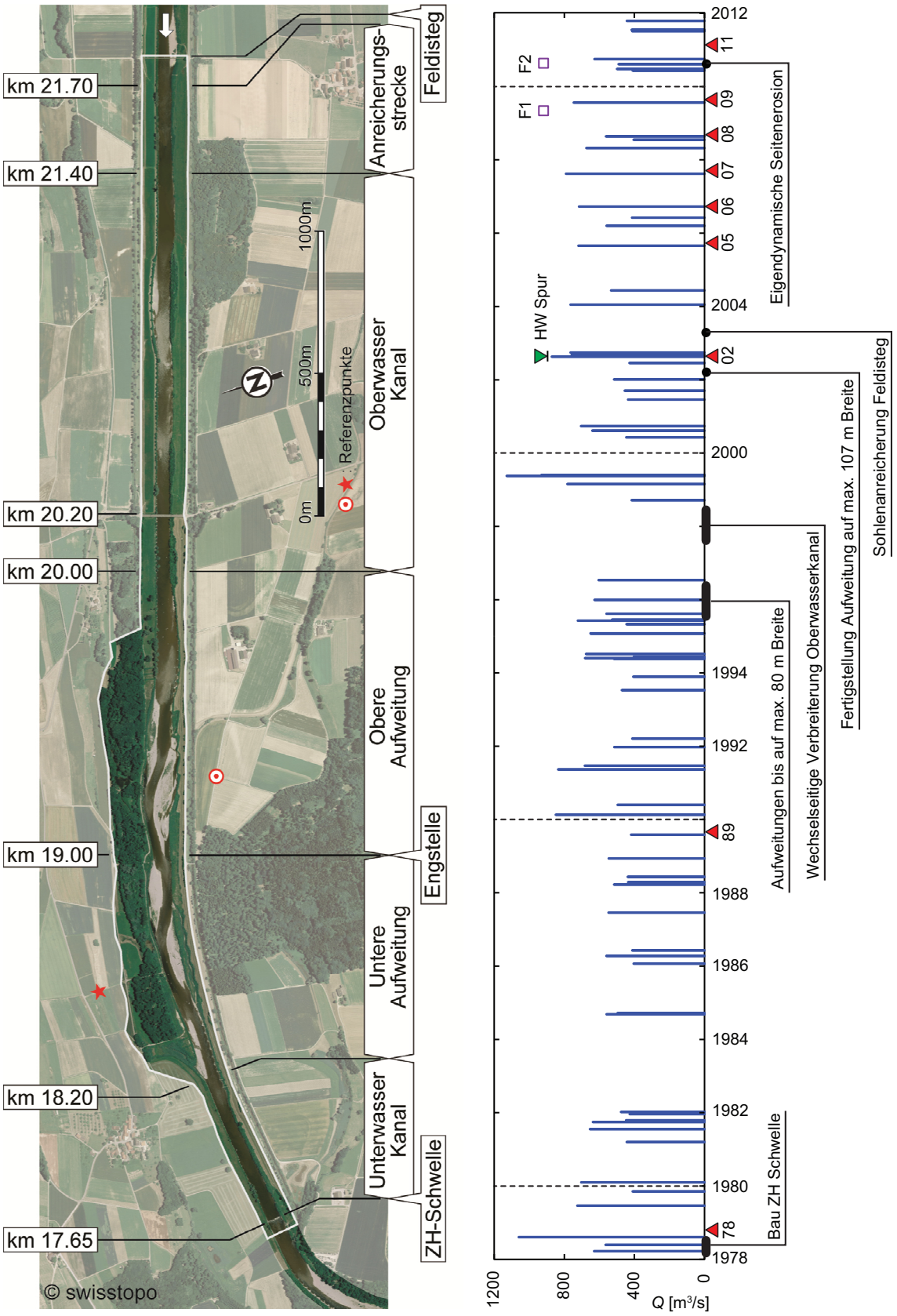
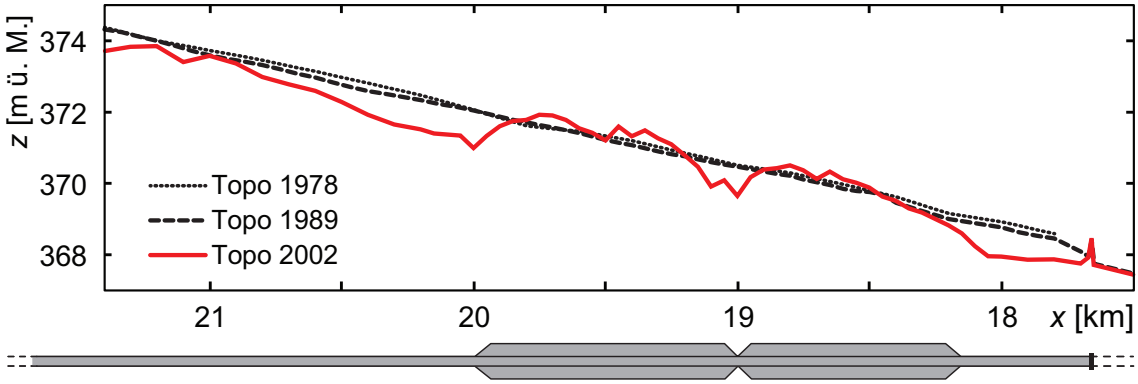


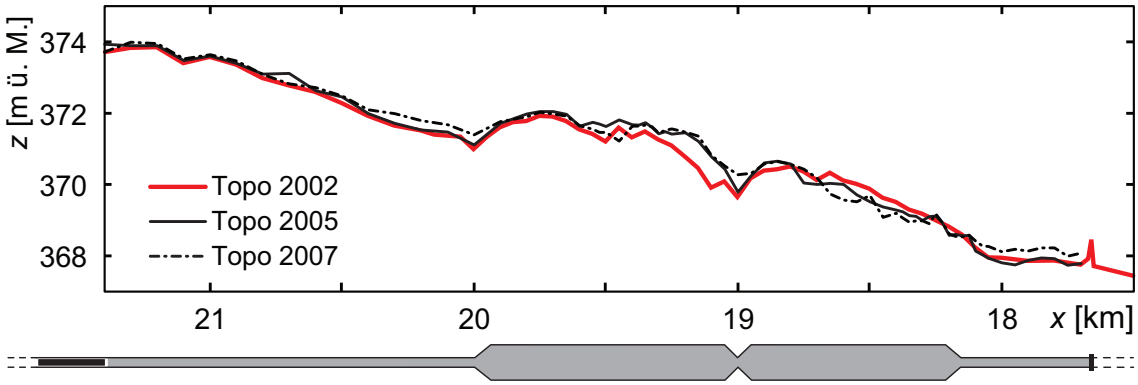
Abb. 6.3 *Links: Orthophoto des Perimeters von 2005/06. Rechts: Zeitachse mit Hochwassern $Q > 400\ m^3/s$, Topographievermessungen (▲), HQ-Spuren, baulichen Massnahmen und Zeitpunkte der Photoaufnahmen aus Abb. 6.8.*

Entwicklung des mittleren Sohlenlängsprofils

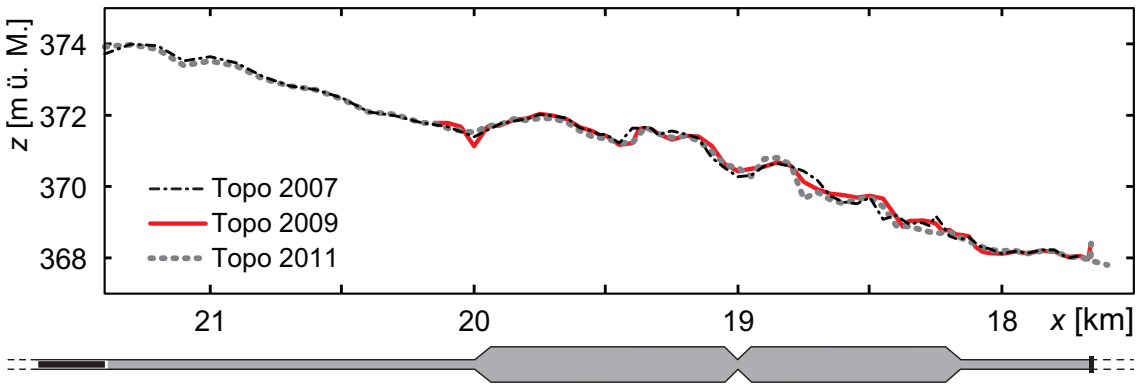
In Abb. 6.4 sind die Längsprofile der mittleren Sohlenlage aus den Jahren 1978, 1989, 2002, 2005, 2007, 2009 und 2011 zusammengestellt.



(a)



(b)



(c)

Abb. 6.4 Mittlere Längsprofile der Topographievermessung von (a) 1978, 1989, 2002, (b) 2002, 2005, 2007, (c) 2007, 2009, 2011.

Die grössten Veränderungen ereigneten sich zwischen 1989 und 2002 mit dem Bau der Aufweitung. Dabei kam es ober- (x = 20 km) und unterhalb (x = 18 km) zu einer deutli-

chen Absenkung der Sohle. Dazwischen bildeten sich die für Aufweitungen charakteristischen Ablagerungshügel. 'Fixiert' wird das Längsprofil am oberen Ende durch die Sohlenanreicherung (x = 21 km) und am unteren Ende durch die Zürcher Schwelle (x = 17.65 km). Die starke Eintiefung zwischen diesen Fixpunkten wird auf die Erosion von im Untergrund eingelagerten Sandlinsen zurückgeführt (FLUSSBAU AG 2005).

Nicht alle Vermessungen umfassen den ganzen Perimeter. Die Vermessung 2009, die in der Modellvalidierung als Endzeitpunkt beigezogen und entsprechend als wichtige Referenz verwendet wird, beschränkt sich auf den Bereich zwischen ZH-Schwelle (km 17.7) und oberem Ende der Aufweitung (km 20.0). Ein Vergleich mit den weiter reichenden Vermessungen 2007 und 2011 zeigt, dass sich der Verlauf der mittleren Sohlenlage in dieser Zeitperiode nicht massgebend verändert hat. Das 'kurze' Referenzlängsprofil 2009 kann also gedanklich mit dem Längsprofil 2007 bzw. 2011 in den Zulaufkanal hinein verlängert werden.

Geschiebehaushalt

In FLUSSBAU AG (2005) sind für die untersten 60 km der Thur die Werte für d_m und d_{90} aus 34 Linienproben zusammengestellt, wobei zwischen Geschiebe (laufendes Material) und Sohle (Untergrundmaterial) unterschieden wird. Die Grössenordnungen zwischen km ZH 22 und 18 liegen bei

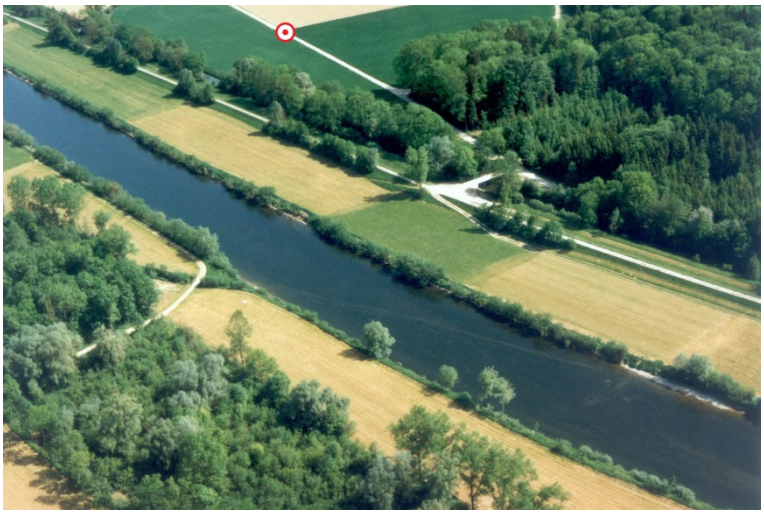
Geschiebe:	d_m = 21 bis 25 mm
	d_{90} = 51 bis 62 mm
Sohle:	d_m = 36 bis 55 mm
	d_{90} = 87 bis 113 mm

Die Abschätzung des Geschiebetransports in der Thur wird durch viele lokale und unregelmässige Baggerungen beeinträchtigt. Der jährliche Geschiebeeintrag in den Unterlauf der Thur (unterhalb der Murgmündung bei km ZH 28.0) wird durch die Studie zum Geschiebehaushalt von 1994 (VAW 1994) zu ungefähr 12'500 m^3/a und durch eine spätere Geschiebehaushaltstudie (FLUSSBAU AG 2005) zu ungefähr 15'000 m^3/a abgeschätzt.

Bilddokumentation Entwicklung Aufweitung 1992 – 2011

Mit regelmässigen Luftaufnahmen der Aufweitung bei Altikon durch C. Herrmann, BHAteam (Frauenfeld), wurde die morphologische Langzeitentwicklung über die vergangenen Jahre photographisch dokumentiert (Abb. 6.5 bis Abb. 6.7). Die Bilddokumentation veranschaulicht die Dynamik, welche die morphologischen Strukturen in der

Aufweitung prägte. Ausgehend von einem symmetrischen Doppeltrapezprofil (1992) wurden bis zur Fertigstellung der Aufweitungen (2002) die Vorländer teilweise abgetragen und die linksseitigen Dämme mit unterschiedlichen Massnahmen geschützt. Die Bildung des Versatzes in der oberen Aufweitung in Form einer Mittelbank ist gut erkennbar (2002). Die Mittelbank wurde anfänglich mehrheitlich rechts (2003, 2005), zwischenzeitlich beidseitig (2006) und ab 2007 mehrheitlich links umströmt. 2011 war die Bank ans rechte Ufer angeschlossen, teilweise bewachsen und wurde nur noch links umströmt. Das Hochwasser von 2010 führte in der unteren Aufweitung am rechten Ufer zu Seitenerosion (Abb. 6.8, 2011). Die ausgeprägte Mittelbank in der unteren Aufweitung führt zu einer starken Umlenkung der Strömung und wird bei Niedrigwasser ausschliesslich rechts umströmt.



1992

2002

September 2003

Abb. 6.5 Luftaufnahmen der oberen Aufweitung in den Jahren 1992, 2002 und 2003. Referenzpunkt aus Abb. 6.3; Fliessrichtung von links nach rechts. Photos: C. Herrmann, BHAteam, Frauenfeld.

September 2005

Juli 2006

Mai 2007

Abb. 6.6 Luftaufnahmen der oberen Aufweitung in den Jahren 2005, 2006 und 2007. Referenzpunkt aus Abb. 6.3; Fliessrichtung von links nach rechts. Photos: C. Herrmann, BHAteam, Frauenfeld.

August 2008

Mai 2009

Mai 2011

Abb. 6.7 Luftaufnahmen der oberen Aufweitung in den Jahren 2008, 2009, sowie der oberen und unteren Aufweitung im Jahr 2011. Referenzpunkt aus Abb. 6.3; Fliessrichtung von links nach rechts. Photos: C. Herrmann, BHAteam, Frauenfeld.

Mai 2009 (F1) August 2010 (F2)

Abb. 6.8 Untere Aufweitung vor (links) und nach (rechts) dem Hochwasser 2010. Grössere Seitenerosionen am rechten Ufer haben stattgefunden. Referenzpunkt aus Abb. 6.3; Fliessrichtung von rechts nach links. Photos: C. Herrmann, BHAteam, Frauenfeld.

6.3 Modellaufbau

Der Aufbau der unterschiedlichen Modellgeometrien gestaltete sich teilweise schwierig. Da in gewissen Jahren nur die Sohle mit Böschung, nicht aber die Vorländer, oder nur die Aufweitung, nicht aber Ober- und Unterlauf, aufgenommen wurden, mussten die Modellgeometrien aus unterschiedlichen Vermessungen zusammengestellt werden. Im Folgenden soll ein Überblick geschaffen werden.

Topographie 1978

Aufbauend auf der Topographie von 1978 wurde der Verlauf der Vorländer teilweise abgeschätzt und ergänzt. Zwischen sämtlichen vermessenen Querprofilen wurden zusätzlich zwei ergänzende Querprofile interpoliert. Für die numerische Modellierung wurden die Querprofile von km 22.0 bis 17.8 verwendet.

Topographie 1989

Zwischen sämtlichen vermessenen Querprofilen wurden zusätzlich jeweils zwei ergänzende Querprofile interpoliert. Für die numerische Modellierung wurden die Querprofile von km 22.876 bis km 17.8 verwendet. In einzelnen Profilen wurde die rechte Dammkrone mit einem zusätzlichen Punkt ergänzt (km 19.6 bis km 17.8).

Topographie 2002

Die Modelltopographie setzt sich aus unterschiedlichen Vermessungen zusammen (Tab. 6.5). Darin fliessen die detaillierte Vermessung nach Fertigstellung der Aufweitung 2002 (Querprofile im Abstand von 50 m), aktualisierte Daten nach Erstellung der Anreicherungsstrecke (2003), zeitnächste Querprofilvermessungen in den übrigen Bereichen von 2005 und für die Ergänzung des rechtsseitigen Hochwasserschutzdamms die Vermessungsdaten von 2009 ein. Die ZH-Schwelle wurde mit einer max. Kronen-Kote von 368.48 m ü. M. bei km 17.66 und min. Kote von 367.75 m ü. M. bei km 17.65 abgebildet. Unterstrom wurde das Modell mit einer künstlichen Rampe von 1650 m Länge und 2‰ Neigung verlängert. Der Auenwald zwischen km 19.75 und 18.35 steht als Retentionsraum zur Verfügung, wird aber nicht durchflossen.

Tab. 6.5 Überblick über die verwendeten Vermessungsdaten für die Erstellung der Modelltopographie 2002.

Perimeterbereich	Vermessung	km ZH
Vorlaufstrecke	2005	22.375 bis 22.075
Anreicherungsstrecke	2003	22.0 bis 21.4
Kanalstrecke oberhalb Aufweitung	2005	21.3 bis 20.3
Aufweitung nach Fertigstellung	2002	20.2 bis 18.0
Kanalstrecke unterhalb Aufweitung	2005	17.9 bis 17.7
Rechter Hochwasserdamm	2009	20.15 bis 19.55

Anfangs- und Randbedingungen

Die Anfangsbedingung der hier durchgeführten Modellierungen besteht aus einer mobilen Ausgangssohle, die gemäss der vermessenen Querprofile erstellt wurde, und aus einem stationären Strömungszustand, entsprechend dem minimalen Abfluss der Abflussganglinie.

Die obere Randbedingung gibt für die hydraulische Modellierung eine Abflussganglinie und für die Geschiebemodellierung zusätzlich eine Geschiebeganglinie vor. Letztere wird im 1D-Modell am Rand, in der 2D-Modellierung entweder am Rand oder als Quelle aus der Sohle zugegeben. Wird im 2D-Modell das Geschiebe am Rand zugegeben, besteht die Gefahr, dass sich dieses in den ersten Randzellen aufgrund fehlenden Transportvermögens unverhältnismässig akkumuliert. Dies kann verhindert werden,

wenn als Geschieberandbedingung die Transportkapazität berechnet wird[3]. Wird der Geschiebeeintrag als Ganglinie vorgegeben, empfiehlt es sich, das Material über eine Quelle zuzugeben, die sich über mehrere Zellen im Randbereich verteilt[4].

Als untere Randbedingung wird für die Hydraulik die Normalabflussrandbedingung verwendet, wobei mit der Vorgabe des Normalabflussgefälles der Verlauf des Wasserspiegels kalibriert werden muss. Die Geschiebetransport-Randbedingung entnimmt sämtliches Geschiebe aus dem Perimeter, das in die letzte Zelle hineintransportiert wird.

6.4 Kalibrierungsvorgehen

Hydraulik 2002

Die Hochwasserspitze des 2002 registrierten Hochwassers betrug 872 m^3/s. Die Aufweitung war zu diesem Zeitpunkt bereits über die ganze Breite fertiggestellt. Im Anschluss an das Ereignis wurden Hochwasserspuren im Oberwasserkanal und in der Aufweitung aufgenommen. Das hydraulische Modell wird auf eine möglichst gute Übereinstimmung zwischen modellierten Wasserspiegellagen und der vermessenen Hochwasserspuren kalibriert. Die Kalibrierung wird unabhängig für die Kanalstrecke (km 24.0 bis km 20.0) und die Aufweitungsstrecke (km 20.0 bis km 18.05) durchgeführt.

Das Vorgehen soll analog zu Abschnitt 5.6.1 erfolgen. Ziel ist es, für die Simulation sowohl im Kanal als auch in der Aufweitung gleiche Böschungsrauheiten und gleiche *Korn*rauheiten zu verwenden. In der Aufweitung ist von zusätzlichen Sohlenformrauheiten auszugehen.

---

[3] Für die Transportkapazität ist neben wichtigen Eingabeparametern (Transportformel mit Faktoren, θ_{cr}) auch die lokale Geometrie von grosser Bedeutung. Das Gefälle in der Randzelle (1D und 2D) spielt eine massgebende Rolle. Dieses ändert sich, sobald in nachfolgender Zelle Ablagerungen stattfinden, und hängt stark vom 'Upwind-Faktor' ab.

[4] Für eine flächig verteilte Quellenzugabe ist zu beachten, dass sich die Quelle nur auf Gitterzellen beschränkt, die keinen gemeinsamen Knoten mit fixierten Böschungszellen haben. Es hat sich bewährt, eine dreiecksförmige Quellenfläche zu wählen und diese vom Rand her in Fliessrichtung betrachtet langsam gegen die Gerinnemitte hin auslaufen zu lassen, wobei die Fläche ungefähr zwei Mal so lang wie breit sein soll. Gleichzeitig sollten im Quellenbereich die Winkel für den gravitativen Transport klein gewählt werden (z. B. 5°), damit sich das Material nicht anhäufen kann.

Kalibrierung Geschiebefunktion 1978 – 1989

Mit dieser Kalibrierung soll für die 1D-Modellierung der Zusammenhang zwischen Zufluss und Geschiebeeintrag am oberen Perimeterrand bestimmt werden (Geschiebefunktion). Es wird angenommen, dass dieser Zusammenhang auf beliebige Zuflüsse übertragbar ist, so z. B. auch auf die Validierungsperiode zwischen 2002 und 2009.

Die Hydraulik für die Topographie 1978 kann nicht kalibriert werden, da keine Hochwasserspuren vorliegen. Es werden deshalb die resultierenden Strickler-Beiwerte im Kanalabschnitt aus der Kalibrierung des Hochwassers 2002 übernommen. Dies ist gerechtfertigt, da sich die Kanaltopographie zwischen 1978 und 2002 nicht massgeblich verändert hat.

Die Geschiebefunktion soll so gewählt werden, dass die Veränderung der mittleren Sohlenlage über die 12 Jahre zwischen 1978 und 1989 gut reproduziert wird. Die Naturvermessungen zeigten nur sehr geringe Sohlenveränderungen.

Validierung Sohlenentwicklung 2002 – 2009

Die Validierung berücksichtigt die Sohlenentwicklung nach Fertigstellung der Aufweitung 2002 bis zum Beginn der eigendynamischen Seitenerosionsprozesse 2010. Sobald die Seitenerosionsprozesse einsetzen ist eine Betrachtung mit unveränderlicher Geometrie nicht mehr repräsentativ. Der Geschiebeeintrag am oberen Perimeterrand wird unter Berücksichtigung der Abflussganglinie zwischen 2002 und 2009 für die 1D-Validierung analog zur Geschiebefunktion für den Zeitraum 1978 – 1989 bestimmt und für die 2D-Modellierung aus der 1D-Kalibrierung übernommen.

6.5 1D-Modellierung

6.5.1 1D-Hydraulik Hochwasser 2002

In einem ersten Schritt wird homogen verteilte Rauheit angenommen, wobei Kanal und Aufweitung individuell betrachtet werden. Die mittlere Abweichung zwischen Wasserspiegel und Hochwasserspuren wird minimal mit $k_{St,K} = 36\ m^{1/3}/s$ im Kanal und mit $k_{St,A} = 34\ m^{1/3}/s$ in der Aufweitung. In einem zweiten Schritt werden unterschiedliche Rauheitskombinationen mit bestmöglicher Übereinstimmung mit den Hochwasserspuren gesucht. Böschung und Vorländer sind jeweils mit identischer Rauheit versehen. Eine Sensitivitätsprüfung des Rauheitseinflusses von Böschung und Vorland ergab, dass beide Bereiche einen gleich starken Einfluss auf den Abfluss ausüben. In Anlehnung an

ein einfaches Trapezprofil wurden die beiden Bereiche Böschung und Vorland zusammengefasst im Sinne, dass diese gemeinsam einen 'Wandeinfluss' darstellen. Die unterschiedlichen Kombinationen ergeben für den Kanal und die Aufweitung die Beziehungen in Abb. 6.9. Die beiden Beziehungen verlaufen nahezu parallel. Es wird angenommen, dass im Kanal keine *Form*rauheit vorliegt (d. h. reine *Korn*rauheit), während in der Aufweitung zusätzliche Formverluste auftreten. Entsprechend wird die Sohlenrauheit in der Aufweitung mit Hilfe des Reduktionsbeiwerts f_{bf} um die *Form*rauheit auf die reine *Korn*rauheit reduziert. Der Schnittpunkt der beiden Kurven ergibt dann die gemeinsame Rauheitskombination für Kanal und Aufweitung: Böschungsrauheit und *Korn*rauheit der Sohle. Mit $f_{bf} = 0.85$ sind die beiden Kurven (*Korn*rauheit im Kanal und *Korn*rauheit in der Aufweitung) nahezu deckungsgleich. Es gibt keinen eindeutigen Schnittpunkt oder anders ausgedrückt, die Kurven decken sich im betrachteten Parameterraum; d.h. die Hydraulik wird für unterschiedliche Rauheitskombinationen auf der Kurve gut abgebildet.

Im Folgenden wird von einem homogenen Kanal ausgegangen mit $k_{St,w,K} = k_{St,b,K} = 36\ m^{1/3}/s$ (Tab. 6.6). Die Rauheit von Böschung/Vorland sollen im Kanal gleich sein wie in der Aufweitung: $k_{St,w} = 36\ m^{1/3}/s$. Ebenfalls wird von gleicher *Korn*rauheit in Kanal und Aufweitung ausgegangen ($k_{St,b,A,Korn} = k_{St,b,K} = 36\ m^{1/3}/s$). Entsprechend ergibt sich die hydraulische Rauheit in der Aufweitung welche auch die *Form*rauheit berücksichtigt zu $k_{St,b,A} = 32.5\ m^{1/3}/s$.

Tab. 6.6 Resultierende Stricklerbeiwerte aus der hydraulischen Kalibrierung.

		Kanal	Aufweitung
Böschung / Vorland ($k_{St,w}$)		36	36
Sohle ($k_{St,b}$)	Korn	36	36
	Korn + Form	36	32.5
	f_{bf}	1.0	0.85

Mit diesen Rauheitswerten ergibt die Modellierung der Hochwasserspitze 2002 eine gute Übereinstimmung von Wasserspiegel und Hochwasserspur sowohl im Kanal als auch in der Aufweitung (Abb. 6.10). Es resultiert eine mittlere Abweichung des Wasserspiegels im Kanal von 7 cm und in der Aufweitung von 16 cm. Die Abweichungen liegen zwischen –45 cm und +19 cm. Für die verhältnismässig tiefe Hochwasserspur bei km 19.8 liegt keine Erklärung vor. Sie wurde für die Kalibrierung nicht berücksichtigt. Im Laufe der Arbeit wurde vermutet, dass die Abweichung im Zusammenhang mit der Strömungsausbreitung im Erweiterungsbereich stehen könnte, welche im 1D-Modell

nicht korrekt abgebildet werden kann. Dagegen sprechen folgende Punkte: a) Die Erweiterungslänge ist grösser als die minimale Dimensionierungslänge L_w nach HUNZINGER (1998), welche auf dem Strömungsausbreitungswinkel basiert; b) diese eine Hochwasserspur weicht auch im 2D-Modell deutlich von der Modellierung ab (vgl. Abb. 6.29); c) eine Verlegung des äusseren Damms zur Veränderung des Abflussquerschnitts hatte keine nennenswerte Auswirkung auf den Wasserspiegel. d) Hochwasseraufzeichnungen aus anderen Jahren weisen an derselben Stelle keine Senke auf. Deshalb wird davon ausgegangen, dass es sich bei diesem Punkt bei km 19.8 im Jahr 2002 um eine Fehlinterpretation der Hochwasserspur oder allenfalls um eine fehlerhafte Messung handelt. Dieser Punkt wird für Resultateinschätzung daher nicht beigezogen.

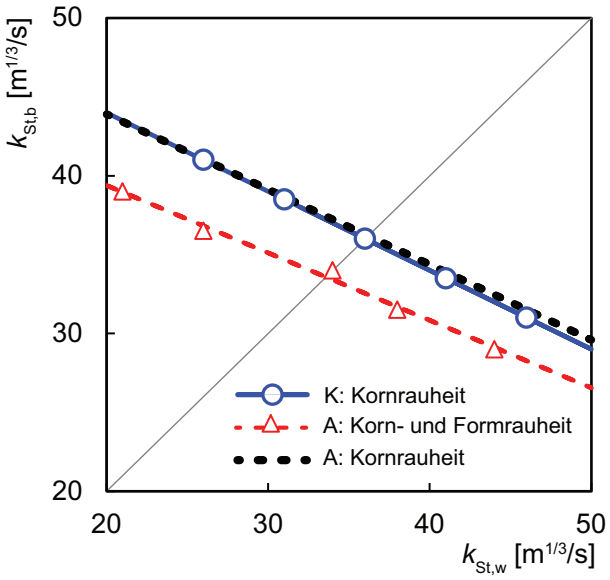


Abb. 6.9 *Je fünf Strickler-Beiwert-Kombinationen für Sohle ($k_{St,b}$) und Böschung/Vorland ($k_{St,w}$) im Kanal und in der Aufweitung für bestmögliche Übereinstimmung der modellierten Wasserspiegel mit den Hochwasserspuren 2002 und je mit einem linearen Fit angenähert; Reduktion der Korn- und Formrauheit in der Aufweitung auf die reine Kornrauheit mit Hilfe des Reduktionsbeiwerts f_{bf}.*

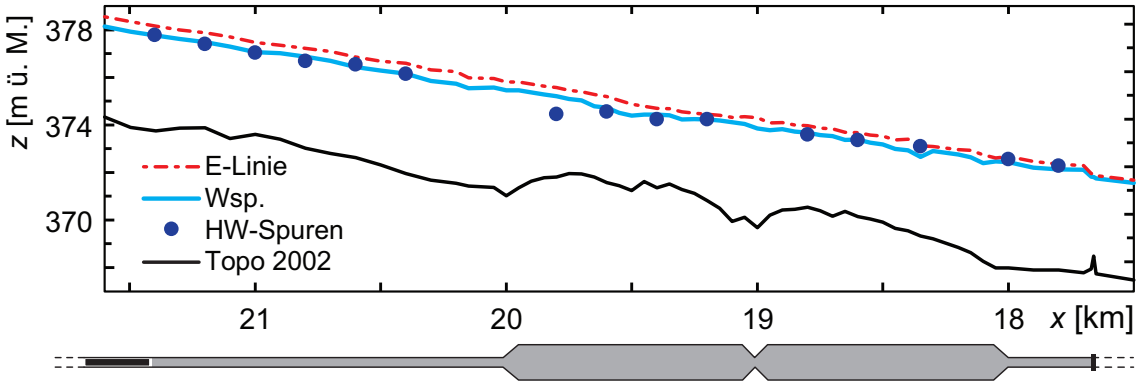


Abb. 6.10 Hydraulische 1D-Kalibrierung. Vergleich der mittleren Wasserspiegel (Wsp.) und Energielinie (E-Linie) mit den Hochwasserspuren von 2002.

6.5.2 1D-Kalibrierung Geschiebefunktion 1978 – 1989

Für den Zeitraum zwischen den Topographievermessungen 1978 und 1989 wird für die bekannte Abflussganglinie $Q_{(78\text{-}89)}$ die entsprechende Geschiebeganglinie $Q_{s,(78\text{-}89)}$ für den oberen Perimeterrand gesucht. Um die Simulationszeit deutlich zu verkürzen, berücksichtigt $Q_{(78\text{-}89)}$ nur Abflüsse mit $Q > 100$ m^3/s. Sämtliche Geschiebetransport-relevanten Abflüsse, die über dem Grenzabflusses $Q_0 = 120$ m^3/s für Transportbeginn des laufenden Geschiebes im Kanal liegen (VAW 2007), werden berücksichtigt.

Als Ausgangsgrösse wird eine Referenztransportkapazität $Q_{s,ref,(78\text{-}89)} = f(Q_{(78\text{-}89)})$ für ein Referenzprofil am oberen Perimeterrand bestimmt. Die Referenztransportkapazität wurde folgendermassen bestimmt: Die Topographie von 1978 wurde fixiert. Das oberste Querprofil (km 22.876) wurde mit einem Längsgefälle von 1.7‰ um 1124 m nach oberstrom verlängert. Der Geschiebeeintrag am oberen Rand wurde mit der Randbedingung 'Transport Capacity' bestimmt. Beim zweitobersten Querprofil sorgte eine negative Quelle dafür, dass sämtliches anfallendes Geschiebe wieder entnommen wurde und es zu keinen Auflandungen kam, die das Längsgefälle und dadurch die obere Randbedingung beeinflussen würden. Das Referenzprofil entspricht dem Querprofil km ZH 22.876 von 1978 mit einem mittleren Längsgefälle von 1.7‰ (mittleres Längsgefälle aus Topographie 1978 zwischen km 24.076 und km 22.676.). Die Referenztransportkapazität wurde mit der MPM-Transportformel gemäss Gleichung (3.10) bestimmt mit $f_b = 0.625$.

Für die Kalibrierung der Geschiebefunktion wird die Referenztransportkapazität mit einem Faktor f_r solange justiert, bis die vermessenen mittleren Sohlenveränderungen zwischen 1978 und 1989 gut reproduziert werden können ($Q_{s,(78\text{-}89)} = f_r \bullet Q_{s,ref,(78\text{-}89)}$). Die

Kalibrierung wird für zwei Fälle mit unterschiedlichen Korndurchmessern durchgeführt, wobei der Streubereich der Korngrössenangaben d_m des Geschiebes berücksichtigt wird:

Fall 1: $d = 21$ mm mit $\theta_{cr} = 0.055$ (berechnet nach VAN RIJN (1984)),

Fall 2: $d = 24.5$ mm mit $\theta_{cr} = 0.050$.

Abb. 6.11 zeigt den Zusammenhang zwischen $Q_{(78\text{-}89)}$, $Q_{s,ref,(78\text{-}89)}$ und $Q_{s,(78\text{-}89)}$ exemplarisch für einen ausgewählten Zeitabschnitt.

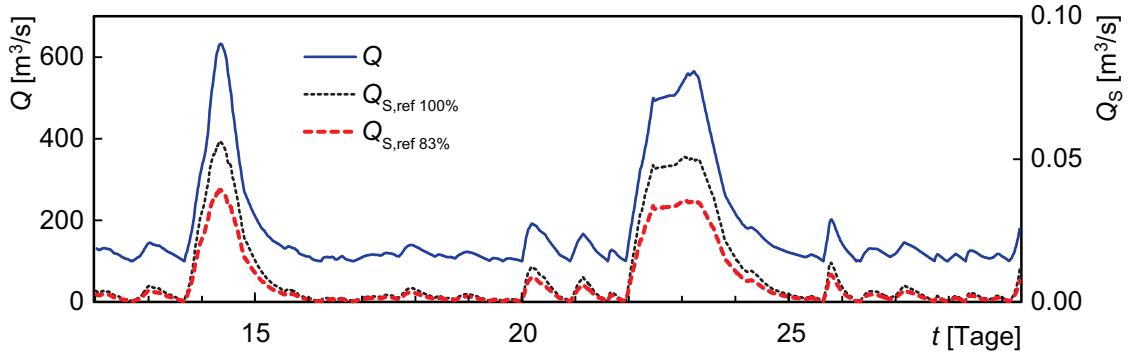


Abb. 6.11 Zusammenhang zwischen $Q_{(78\text{-}89)}$, $Q_{s,ref,(78\text{-}89)}$ und $Q_{s,(78\text{-}89)}$ dargestellt für einen kurzen Zeitabschnitt für Fall 1 mit d = 21 mm und $f_r = 0.83$.

Die beste Übereinstimmung von modellierter und gemessener mittlerer Sohlenveränderung zwischen 1978 und 1989 wird für Fall 1 mit $f_r = 0.83$ und für Fall 2 mit $f_r = 0.85$ erreicht (Abb. 6.12). In der Natur blieb die mittlere Sohle über die 12 Jahre nahezu unverändert. In keinem Querprofil wurde eine Veränderung grösser als 27 cm gemessen. Diese Tendenz wurde für beide Fälle auch im Modell erreicht. Im untersten Perimeterbereich sind die Abweichungen zwischen Vermessung und Modellierung am auffälligsten, aber nach wie vor gering. Sie dürften durch den Modellrand zustande gekommen sein und sind für die Abschätzung des Geschiebeeintrags am oberen Perimeterrand nicht entscheidend.

Das mittlere jährliche eingetragene Geschiebevolumen beträgt 24'900 m^3/a (Fall 1), respektive 21'000 m^3/a (Fall 2) und liegt damit deutlich über dem Wert aus der Geschiebehaushaltstudie 1994 von 12'500 m^3/a (VAW 1994). Eine mögliche Begründung dafür könnte sein, dass in Natur ein Zustand latenter Erosion mit abgepflästerter Sohle vorliegt, und deshalb weniger Geschiebe in den Perimeter eingetragen wird als es die Transportkapazität zulassen würde und als im Modell berechnet wird.

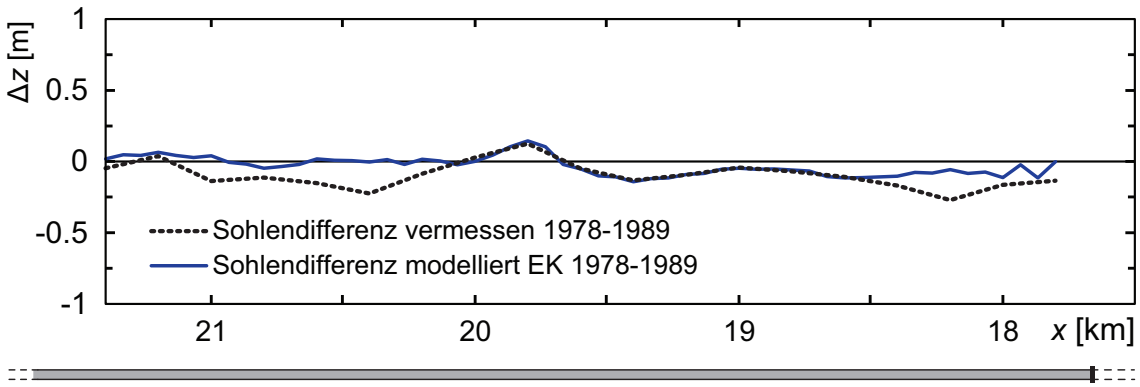


Abb. 6.12 Vermessene und modellierte mittlere Sohlendifferenz zwischen 1978 und 1989 für Fall 1.

6.5.3 1D-Validierung Längsprofil mit Aufweitung 2002 – 2009

Modellierung mit Einkorn

Ausgangslage für die Validierung ist die Topographie 2002 und die Abflussganglinie $Q_{(02\text{-}09)}$ für die Periode 2002 – 2009 reduziert auf Abflüsse Q > 100 m^3/s. Für die beiden Fälle 1 und 2 wurde wiederum eine Referenztransportkapazität $Q_{s,ref,(02\text{-}09)} = f(Q_{(02\text{-}09)})$ am oberen Perimeterrand bestimmt, analog dem Vorgehen zur Kalibrierung der Geschiebefunktion. Eine Reduktion der Referenztransportkapazität mit f_r identisch zur Kalibrierung führt zum mittleren Längsprofil der Sohle in Abb. 6.13 (nur Fall 1 dargestellt). Die modellierte Sohlenlage liegt über der vermessenen Sohle. Im Bereich der Aufweitung wird zu viel Material abgelagert, was folglich zu Auflandungen weiter stromaufwärts führt. Es scheint, dass die Geschiebetransportkapazität in der Aufweitung unterschätzt oder die Geschiebezufuhr aus dem Oberwasser überschätzt werde. Ein möglicher Grund könnte folgendes sein: In der Natur bilden sich in der Aufweitung morphologische Strukturen aus, die zu Abflusskonzentrationen führen und entsprechend den Geschiebetransport begünstigen. Einerseits setzt der Transport bereits bei kleineren Abflüssen ein, andererseits ist die spezifische Transportkapazität innerhalb eines konzentrierteren Gerinnes grösser, die geschiebewirksame Breite aber kleiner. Diese Prozesse werden in einem 1D-Modell nicht abgebildet. Je nach Verhältnis kann die totale Geschiebetransportkapazität in einem Gerinne mit konzentrierten Teilabflüssen höher ausfallen als mit idealisierter, ebener Sohle.

In Anlehnung an das Ersatzgerinneverfahren nach ZARN (1997) soll die Geschiebetransportkapazität in der Aufweitung verbessert werden, ohne dabei die hydraulischen Randbedingungen (z. B. Rauheiten) zu verändern. Das Ersatzgerinneverfahren nach

ZARN (1997) ermöglicht eine Abschätzung der Abfluss- und Geschiebetransportkapazität in Kiesflüssen mit Bänken, indem einzelne Teilgerinne eines verzweigten Flusses zu einem rechteckigen Ersatzgerinne mit ebener Sohle zusammengefasst werden. Gleichzeitig wird die transportwirksame, dimensionslose Schubspannung θ' korrigiert (Vergrösserung des dimensionslosen Geschiebetransports $\Phi_b = 5(\theta' - \theta_{cr})^{1.5}$ auf Seite der Einwirkung). In BASEMENT gibt es keine Möglichkeit, den dimensionslosen Geschiebetransport auf Seite Einwirkung lokal zu verändern. Stattdessen soll die dimensionslose kritische Schubspannung θ_{cr} bei Transportbeginn auf der Widerstandsseite als Validierungsparameter verwendet werden. Durch eine Verkleinerung von θ_{cr} wird Φ_b vergrössert und dadurch von der grundsätzlichen Idee her ein ähnlicher Effekt wie mit dem Ersatzgerinneverfahren nach ZARN (1997) erzeugt.

In Fall 1 beträgt $\theta_{cr} = 0.055$ (VAN RIJN 1984). Wird die kritische dimensionslose Schubspannung nach obiger Idee in der Aufweitung reduziert auf $\theta_{cr,A} = 0.047$, so stimmt das modellierte mittlere Längsprofil von 2009 gut mit der entsprechenden Vermessung überein (Abb. 6.14).

In Fall 2 wird in der Aufweitung θ_{cr} von 0.050 auf 0.040 reduziert, was ebenfalls zu einer guten Übereinstimmung mit den Vermessungsdaten von 2009 führt (Abb. 6.15).

Ein Vergleich der mittleren jährlichen Transportvolumina mit den Angaben in der Geschiebehaushaltstudie von 2005 zeigen eine gute Übereinstimmung, insbesondere für Fall 2: Die mittleren modellierten Transportvolumina betragen 19'700 m^3/a (Fall 1) resp. 16'600 m^3/a (Fall 2), was um 31% (Fall 1) resp. lediglich 11% (Fall 2) über den Abschätzungen in FLUSSBAU AG (2005) mit 15'000 m^3/a liegt.

In Abb. 6.16 und Abb. 6.17 sind für die Jahre 2005 und 2007 die vermessenen und modellierten mittleren Längsprofile im Vergleich zur Topographie 2002 für Fall 2 dargestellt. Die wichtigsten drei Topographieveränderungen in der Natur (A, B und C) werden auch im Modell gut reproduziert:

A) Bildung des Versatzes in der Aufweitung: Im oberen Bereich der Aufweitung (km 20 bis km 19.5) war die Entwicklung der Ablagerungen bereits 2002 abgeschlossen. Sowohl in der Natur wie auch in der Modellierung veränderte sich die mittlere Sohlenlage in diesem Abschnitt kaum. Im unteren Bereich der ersten Aufweitung (km 19.5 bis km 19.0) haben sich die Ablagerungen weiter stromabwärts entwickelt. Dieser Prozess konnte im numerischen Modell gut reproduziert werden.

B) Auflandung oberhalb der Aufweitung: Die mittlere Sohlenlage oberhalb der Aufweitung wurde in der Natur zwischen 2002 und 2009 um ungefähr 40 cm angehoben. Dieser Trend konnte auch mit der numerischen Modellierung abgebildet werden. Gemäss HUNZINGER (1998) ist diese Sohlenanhebung auf ein grösseres Längsgefälle in der Aufweitung zurück zu führen, welches sich infolge der Ablagerungen und der breiteren Geometrie einstellt.

C) Unveränderte Sohlenlage im Oberwasser: Die Auswirkungen der Aufweitung auf die mittlere Sohlenlage im Oberwasser sind begrenzt. Unmittelbar oberhalb der Aufweitung wird die Sohle leicht angehoben (vgl. B), die Auflandung erstreckt sich 2007 in der Natur aber nur bis ungefähr km 20.7. Für 2009 liegen oberhalb der Aufweitung keine Vermessungsdaten vor. Die Vermessung von 2011 zeigt, dass die mittlere Sohle im Oberwasser weiter stabil bleibt (vgl. Abb. 6.4).

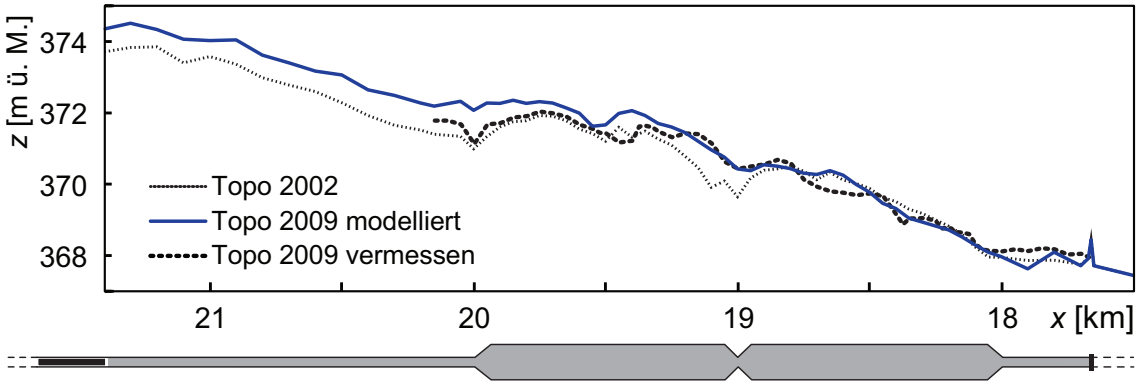


Abb. 6.13 Modellierte mittlere Sohlenlage von 2009 mit globalem $\theta_{cr} = 0.055$ gemäss VAN RIJN (1984) für $d = 21$ mm.

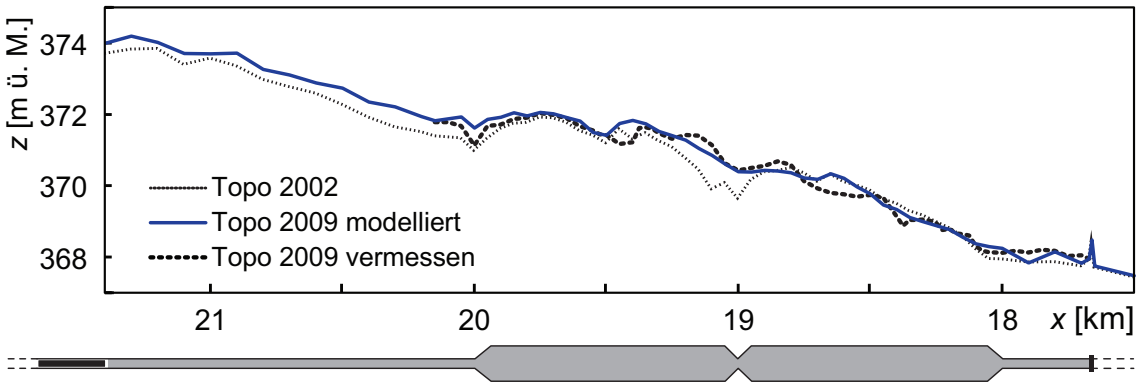


Abb. 6.14 Modellierte mittlere Sohlenlage von 2009 mit globalem $\theta_{cr} = 0.055$ gemäss VAN RIJN (1984) und in der Aufweitung reduziertem $\theta_{cr,A} = 0.047$ für $d = 21$ mm.

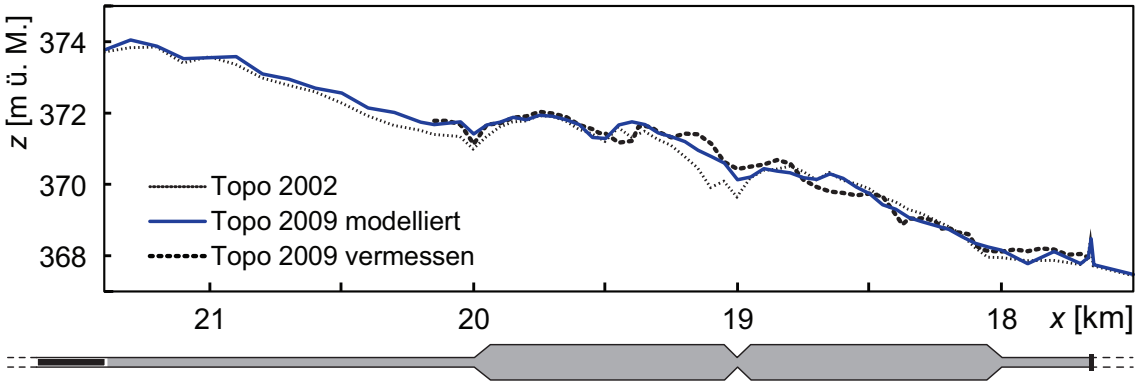


Abb. 6.15 1D-Bestvalidierung. Modellierte mittlere Sohlenlage von 2009 mit globalem $\theta_{cr} = 0.050$ und in der Aufweitung reduziertem $\theta_{cr,A} = 0.040$ für $d = 24.5$ mm.

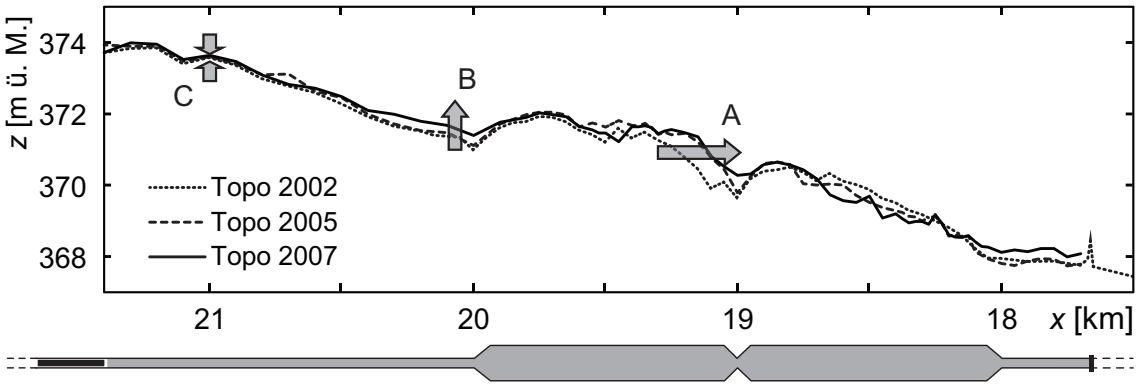


Abb. 6.16 Mittlere Längsprofile aus den Topographievermessungen 2002, 2005 und 2007. Die wichtigsten Veränderungen in der Natur während der Validierungsphase sind mit 'A', 'B' und 'C' beschriftet.

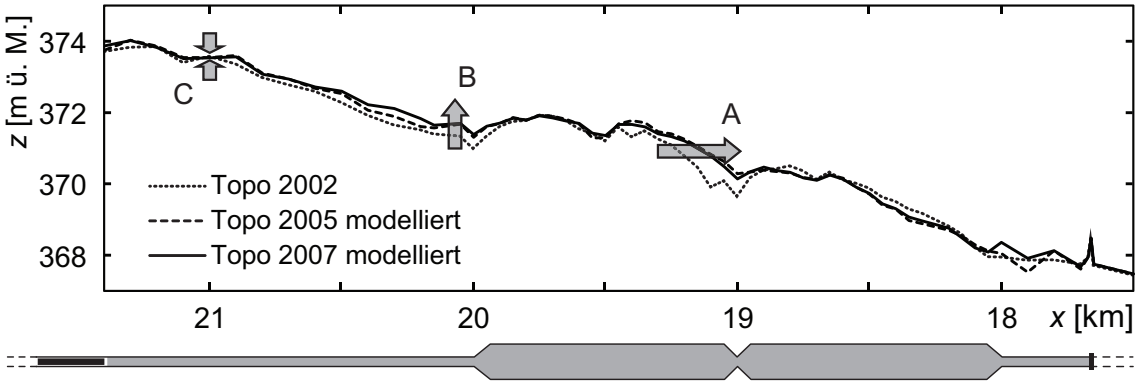


Abb. 6.17 Mittlere Längsprofile aus der Topographievermessung 2002 und der modellierten Sohle 2005 und 2007 (1D-Bestvalidierung). Die wichtigsten Veränderungen im Modell während der Validierungsphase sind mit 'A', 'B' und 'C' beschriftet.

Abb. 6.18 vergleicht die Differenz der mittleren Sohlenlage 2009 in der Natur und im Modell. Beide Kurven verlaufen ähnlich und verdeutlichen die übereinstimmenden Sohlenveränderungen in der Aufweitung.

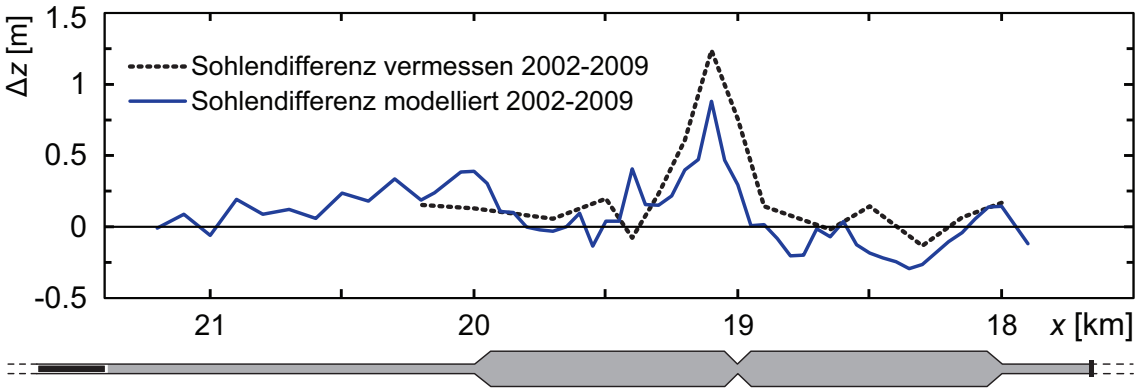


Abb. 6.18 Vermessene und modellierte Sohlendifferenz zwischen Topographie 2002 und 2009 für Fall 2 mit $\theta_{cr,A} = 0.040$ (1D-Bestvalidierung, vgl. Abb. 6.15).

Abb. 6.19 zeigt für einen ausgewählten Zeitabschnitt die Kote der mittleren modellierten Sohlenlage bei km 20.0 in Funktion der Zeit und die Abflussganglinie. Darin enthalten sind die grossen Hochwasserabflüsse der Jahre 2005 bis 2009. Zusätzlich mit Dreiecken markiert sind die Zeitpunkte und mittlere Kote der Topographievermessungen von 2005, 2007 und 2009. Interessant ist, dass mit dem Hochwasser die Sohle deutlich erodiert wird und nicht gleich während des abfallenden Asts der Hochwasserganglinie wieder auflandet, sondern erst mit den nächstfolgenden kleineren Hochwassern. Es dauert eine gewisse Zeit bzw. es werden einige Abflüsse >100 m^3/s benötigt, bis die Erosion wieder rückgängig gemacht ist und der 'Kolk' wieder verfüllt ist.

Es könnte also entscheidend sein, ob die Topographievermessung im Nachgang eines grossen Hochwassers unmittelbar nach dem Ereignis durchgeführt wird, oder ob zwischen Hochwasser und Vermessung noch kleinere, geschiebewirksame Abflüsse stattfinden. Aus den mit Dreiecken markierten Vermessungszeitpunkten in Abb. 6.19 lässt sich schliessen, dass 2005 und 2009 keine grösseren Abflüsse zwischen Hochwasser und Vermessung auftraten, 2007 aber schon. Entsprechend wurde die Sohle im Modell bei km 20.0 bis zum Zeitpunkt der Vermessung 2007 bereits wieder angehoben. Über das Verhalten der Sohle in der Natur zwischen Hochwasserspitze und Vermessung liegen keine Daten vor. Es ist zu vermuten, dass auch in der Natur grössere Schwankungen der lokalen Sohlenlage während des Hochwassers auftreten und diese nicht unmittelbar nach Abklingen des Hochwassers rückgängig gemacht worden sind, sondern erst durch erneute grössere Abflüsse. Ein Indiz dafür liefern die mittleren Koten der Topo-

graphievermessungen von 2005, 2007 und 2009 in Abb. 6.19. Die vermessene Kote von 2007 liegt höher als die anderen beiden. Dies könnte auf die grösseren Abflüsse zwischen dem grossen Hochwasserereignis 2007 und der nachfolgenden Topographievermessung zurückzuführen sein, die zu einer Wiederauflandung der während des Hochwasser entstandenen grösseren Erosionen führten. Aufgrund dieser Unsicherheiten sollten die Topographievermessungen immer als Momentaufnahmen interpretiert und einzelnen Vermessungspunkten nicht zu viel Beachtung geschenkt werden. Das Resultat muss ganzheitlich begutachtet und interpretiert werden.

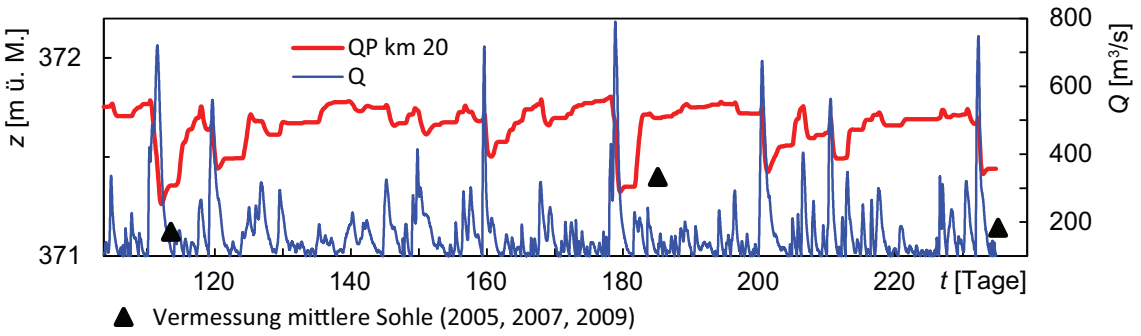


Abb. 6.19 Kote der mittleren modellierten Sohlenlage bei km 20.0 in Funktion der Zeit und Abflussganglinie für einen ausgewählten Zeitabschnitt.

Modellierung mit Mehrkorn

Die Zusammensetzung des transportierten Geschiebes und der anstehenden Sohle in der Natur ist sehr heterogen: sie variiert entlang der Flussachse, sie variiert innerhalb eines Querschnitts sowohl lateral als auch vertikal, sie variiert über die Zeit sowohl im mehrjährigen Zeitraum betrachtet als auch während eines einzelnen Hochwasserereignisses, und sie unterscheidet sich stark zwischen dem laufenden Geschiebe und dem anstehenden Untergrundmaterial. Mit Mehrkornmodellierungen wird versucht, Teilaspekten dieser Variabilität Rechnung zu tragen. Korngemische werden in eine bestimmte Anzahl Kornfraktionen eingeteilt. Für das am Rand eingetragene laufende Geschiebe und das anstehende Untergrundmaterial, sowie für unterschiedliche Schichten des Untergrundmaterial können unterschiedliche Mischungen verwendet werden. Zudem wird mit Hilfe der 'Hiding'-Funktion die gegenseitige Beeinflussung der unterschiedlichen Kornfraktionen berücksichtigt. Die Möglichkeiten sind vielfältig und lassen sich für einfache Bedingungen mit Laborversuchen auch überprüfen. Für die Nachbildung von natürlichen Gewässern mit Mehrkornmodellen fehlen in den meisten Fällen detaillierte Datengrundlagen zur Verifizierung der Prozesse. Zudem wirken in der Natur alle möglichen Prozesse gleichzeitig und beeinflussen sich gegenseitig.

In diesem Abschnitt wird überprüft, ob eine breite Fraktionierung des Korngemischs das mittlere Längsprofil gegenüber einer Einkornmodellierung verändert.

Die Kalibrierung und Validierung von Fall 2 (d = 24.5mm) wird mit einer Mehrkornmischung mit fünf Kornfraktionen wiederholt. Die Mehrkornmischung ist so gewählt, dass d_m = 24.5 mm und σ = 2, wobei $\sigma = (d_{84}/d_{16})^{0.5}$ eine Kenngrösse für die Breite der Kornverteilung ist (Abb. 6.20). Falls σ > 1.5, wird von einer eher breiten Kornverteilung gesprochen und natürliche Abpflästerungsvorgänge können eintreten (LITTLE UND MAYER 1972; BEZZOLA 2013).

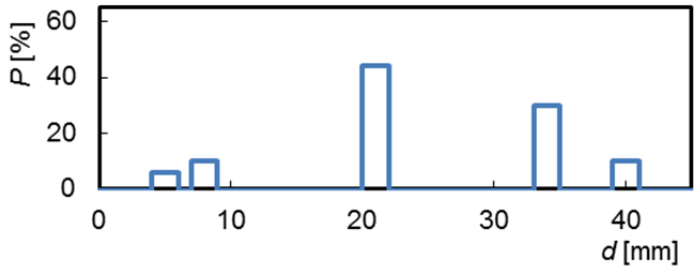


Abb. 6.20 Fraktionierung der modellierten weit gestuften Geschiebemischung mit d_m = 24.5 mm und σ = 2.

Für die Abflussganglinie $Q_{(78\text{-}89)}$ wird die Geschiebeganglinie $Q_{s\ (78\text{-}89)}$ wiederum bezogen auf eine Referenztransportkapazität $Q_{s,ref\ (78\text{-}89)}$ kalibriert. Mit f_r = 0.50 fällt die Veränderung des mittleren Längsprofils der Sohle zwischen 1978 und 1989 minimal aus. Die Gegenüberstellung der mittleren Sohle der Ein- und Mehrkornmodellierung sowie der Vermessung in Abb. 6.21 zeigen kaum Unterschiede. Die eingetragene mittlere Jahresfracht beträgt 12'500 m^3/a für das MK und stimmt gut mit den Abschätzungen in der Geschiebehaushaltstudie überein (FLUSSBAU AG 2005).

Für die Validierungsperiode 2002-2009 resultiert f_r = 0.70. In Abb. 6.22 sind die mittleren Längsprofile der Sohle der Ein- und Mehrkornmodellierung sowie der Vermessung gegenübergestellt. Die eingetragene mittlere Jahresfracht während der Validierungsperiode beträgt 13'900, m^3/a was gut mit der Geschiebehaushaltstudie übereinstimmt (FLUSSBAU AG 2005).

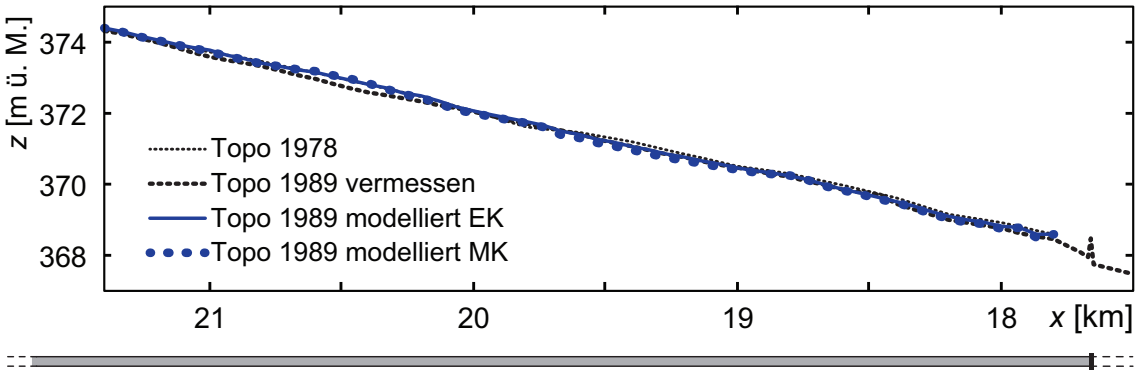


Abb. 6.21 Kalibrierungsphase 1978 - 1989. Mittlere Sohle aus EK- und MK-Modellierung sowie aus der Vermessung von 1989 verglichen mit der Ausgangstopographie von 1978.

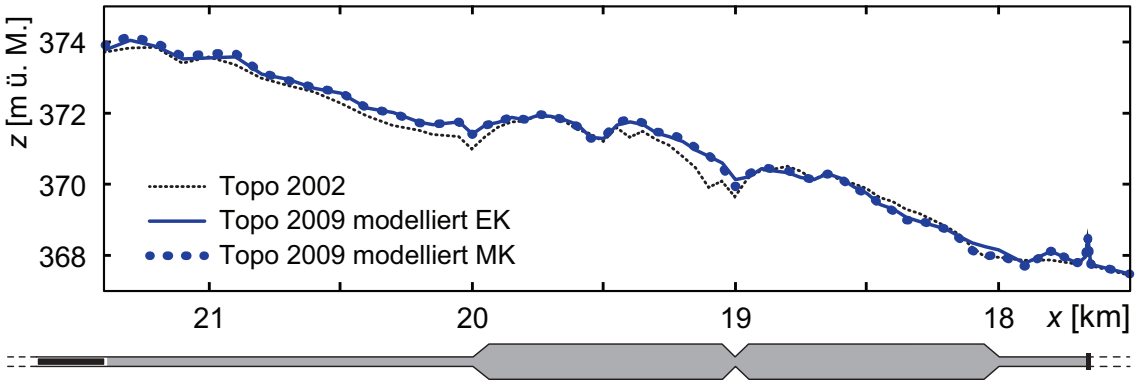


Abb. 6.22 Validierungsphase 2002 - 2009. Mittlere Sohle aus EK- und MK-Modellierung verglichen mit der Ausgangstopographie von 2002.

Die Mehrkornmodellierung führt nicht zu einem grundsätzlich anderen zeitlichen Verhalten der mittleren Sohlenlage als die Einkornmodellierung. Der grösste Unterschied ist, dass in der Einkornmodellierung für die Kalibrierungs- und Validierungsphase von gleichem f_r ausgegangen werden kann, in der Mehrkornmodellierung hingegen für die Validierung vom Wert aus der Kalibrierung abgewichen werden muss.

Zum Vergleich der Transportformeln MPM-multi und MPM-H (vgl. Abschnitt 3.1.2) wurden zwei Modellierungen mit übereinstimmenden Parametern und Vorfaktoren einmal mit MPM-multi ($f_b = 0.625$) und einmal mit MPM-H ($f_b = 1$) verglichen (Abb. 6.23). Für beide Simulationen wurde von einer Referenztransportkapazität ausgegangen, die mit einem Einkornansatz ($d_m = 24.5$mm) bestimmt wurde. Die zwei unterschiedliche Mehrkorntransportformeln MPM-multi und MPM-H führen nur zu geringen Unterschieden.

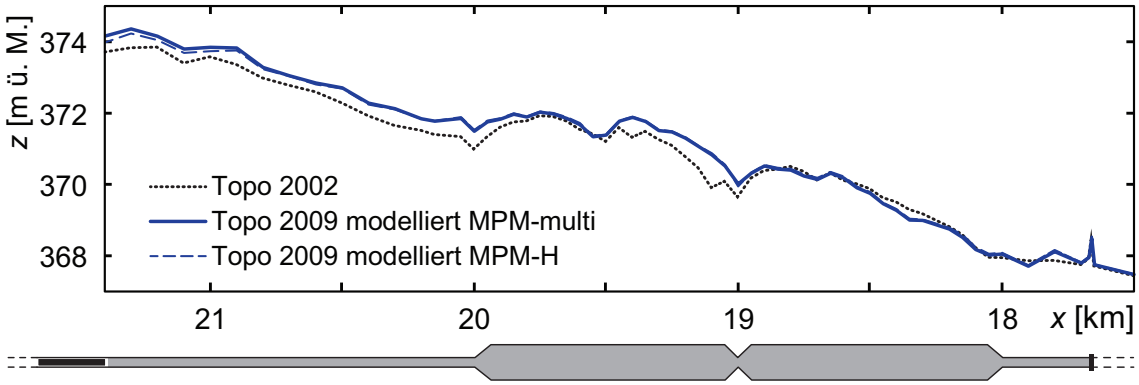


Abb. 6.23 Mittlere Sohlenlage von 2009 modelliert mit den zwei unterschiedlichen Transportansätzen MPM-H und MPM-multi.

Für die Einkornmodellierung wurden jeweils nur die Abflüsse $Q > 100$ m^3/s berücksichtigt, da die Korngrösse d_m bei kleineren Abflüssen nicht transportiert wurde. Bei einer Mehrkornmodellierung können feinere Kornfraktionen bereits bei kleineren Abflüssen transportiert werden. Entsprechend sollte eine repräsentative Abflussganglinie auch kleinere Abflüsse berücksichtigen. Um den Einfluss unterschiedlicher Abflussgrenzwerte auf die Sohlenlage zu prüfen, wurden zwei Simulationen durchgeführt, einmal mit $Q > 50$ m^3/s und einmal mit $Q > 100$ m^3/s. In beiden Fällen wurde eine Referenztransportkapazität bestimmt und mit $f_r = 0.85$ reduziert. Durch die Reduktion des Abflussgrenzwerts von 100 m^3/s auf 50 m^3/s verlängerte sich die Abflussdauer auf mehr als das Dreifache. Entsprechend verlängerte sich auch die Rechenzeit. Der Verlauf des mittleren Längsprofils der Sohle für 2009 hingegen unterscheidet sich nicht für die beiden Abflussgrenzwerte (Abb. 6.24). Die Reduktion des Abflussgrenzwerts erhöht den mittleren jährlichen Geschiebeeintrag lediglich um gut 1%. Die Wahl der Abflussganglinie mit $Q > 100$ m^3/s erscheint daher gerechtfertigt und reduziert die Rechenzeit erheblich.

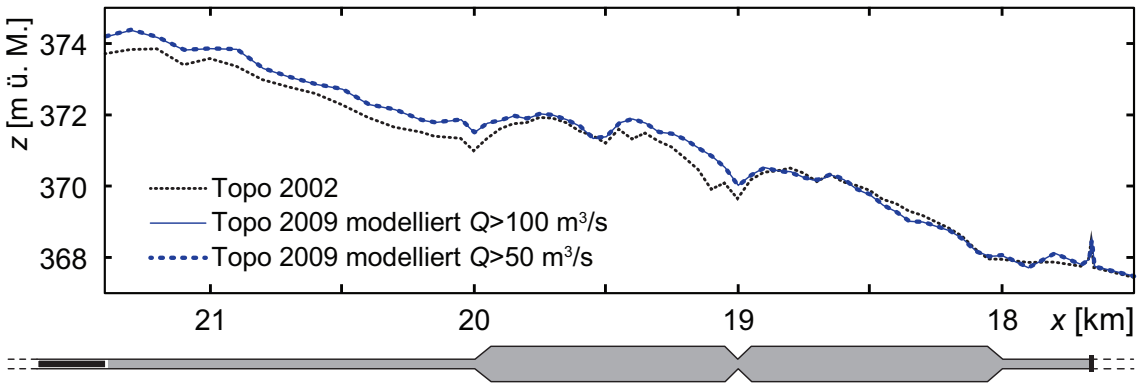


Abb. 6.24 Vergleich der modellierten mittleren Sohlenlage von 2009 für die Berücksichtigung aller Abflüsse $Q > 100$ m^3/s bzw. $Q > 50$ m^3/s.

Es gibt viele Mehrkornansätze in der numerischen Modellierung, die unterschiedliche Kornfraktionen, Schichtaufbauten und 'Hiding'-Prozesse unterscheiden. Damit lassen sich z. B. auch Deckschichtbildungsprozesse abbilden. Die unterschiedlichen Ansätze sind Modelle, sie basieren alle auf Vereinfachungen und eignen sich deshalb für spezielle Situationen. So scheint z. B. der 'Hiding'-Prozess bei Transport von Korngemischen und bei der Bildung von Deckschichten geeignet zu sein. Für die Modellierung von laufendem Geschiebe über eine stabile Deckschicht, die den Untergrund vor Erosion schützt und für die Modellierung von Auflandungen ist der 'Hiding'-Ansatz weniger sinnvoll.

Die Reproduktion der physikalischen Prozesse in einem natürlichen Gewässer über mehrere Jahre mit grösseren Hochwassern verlangt die Abbildung ganz unterschiedlicher Prozesse: Bildung von Deckschicht, Transport von laufendem Geschiebe über eine intakte Deckschicht, Aufreissen der Deckschicht, Mobilisierung von Untergrundmaterial mit unterschiedlicher Kornverteilung, Abpflästerung etc. All diese Prozesse benötigen unterschiedliche Modellansätze, die nicht gleichzeitig in einem Modell anwendbar sind. UMACH (2013) z. B. hat gezeigt, dass für Auflandungsprozesse die Anzahl der Kornfraktionen von geringerer Bedeutung ist als bei Erosionsprozessen.

Die Anwendung eines Mehrkornmodells mit fraktioniertem Transport erhöht den Kalibrierungsaufwand immens und ist nicht in jedem Fall zielführend. Gemessen am zusätzlichen Aufwand ist eine Mehrkornmodellierung im ingenieurmässigen Anwendungsbereich in vielen Fällen nicht gerechtfertigt, insbesondere dann, wenn der Geschiebeeintrag am Modellrand vorgegeben wird. Die Resultate können in vielen Fällen nur anhand des mittleren Längsprofils der Sohle zu wenigen Zeitpunkten überprüft werden. Die Angaben zum Geschiebeeintrag am oberen Rand beschränken sich meist auf Abschätzungen der über mehrere Jahre gemittelten eingetragenen Geschiebetransportvolumina. Die Zusammensetzung des am oberen Rand eingetragenen Geschiebes in Funktion der Zeit z. B. ist unbekannt, hat aber auf die eigentlichen Mehrkornprozesse einen grossen Einfluss. Für grossräumige Betrachtungen über lange Zeiträume (umfassende Geschiebehaushaltstudien von ganzen Flüssen) spielen gerade die Deckschichtprozesse und die latente Erosion eine entscheidende Rolle. In diesen Untersuchungen wird kein pauschaler Geschiebeeintrag am oberen Rand vorgegeben, sondern es ist hingegen das Ziel, den zu erwartenden Geschiebetransport abzuschätzen. In solchen Untersuchungen werden oft zwei Materialen (laufendes Geschiebe und Untergrundmaterial) unterschieden.

Modellierung mit ebener Ausgangssohle

Das mittlere Längsprofil der Ausgangssohle für die Validierungsperiode (Topo 2002) weist ansatzweise bereits den Verlauf auf, der sich aufgrund einer Aufweitung typischerweise einstellt (Sohlenversatz und Auflandungen). Dadurch sind die Initialveränderungen bereits vorweggenommen. Mit zusätzlichen Modellierungen wird deshalb gezeigt, dass sich die aufweitungstypischen Veränderungen in der mittleren Sohle auch ausgehend von einer ebenen Sohle bilden.

Die Ausgangstopographie wurde deshalb für dieses Beispiel angepasst ('Mittlere Sohle 1989'). Sie basierte auf den Böschungen und Vorländern der Topographie 2002. Die Sohle ist eben und entspricht in jedem Querprofil der mittleren Sohlenlage aus der Vermessung des Kanalzustands 1989. Damit wird die Topographie von 1989 quasi aufgeweitet (Verlauf der Böschungen und Vorländer gemäss Topographie 2002). Die Abflussganglinie ist dieselbe wie für die Validierungsphase ($Q_{(2002\text{-}2009)}$ mit $Q > 100$ m^3/s).

In Abb. 6.25 werden die mittleren Längsprofile der modellierten Sohle von 2009, der mittleren Ausgangssohle von 1989 und der vermessenen mittleren Sohlenlage von 2009 verglichen. Die Veränderung in der Aufweitung wird gut nachgebildet, obschon von einer ebenen Sohle ausgegangen wird. Kurz vor der Aufweitung ist eine Erosion zu beobachten, die nicht wieder rückgängig gemacht wird. Die Sohlenlage senkt sich stromaufwärts etwas ab, gleicht sich aber gegen den oberen Rand hin wieder der ursprünglichen Lage an. Am unteren Rand, kurz vor der ZH-Schwelle, werden die Erosionen überschätzt. In der Validierung erodierte die Sohle vor der ZH-Schwelle weniger. Trotzdem stimmt aber die Sohle in der Aufweitung überein. Die lokale Sohlenlage oberhalb der Schwelle nimmt im betrachteten Zeitraum offenbar nicht die Funktion eines Fixpunkts ein und verursacht keine weitreichende Rotationserosion im Oberstrom.

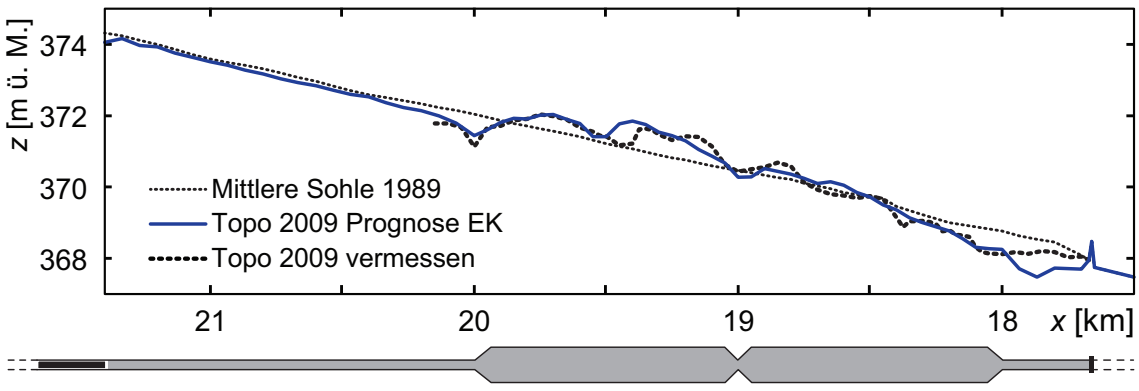


Abb. 6.25 EK-Prognosesimulation für Validierungsphase mit Aufweitung ausgehend von mittlerem Längsprofil von 1989.

Eine analoge Modellierung mit Mehrkorn ('MPM-multi') ergibt ein fast identisches Resultat (Abb. 6.26). Am ausgeprägtesten fallen die Unterschiede in den drei 'Kolken' aus, die mit Mehrkorn alle etwas tiefer ausfallen: oberhalb der Aufweitung (km 20.0) zwischen den Aufweitungen (km 19.0) und oberhalb der ZH-Schwelle.

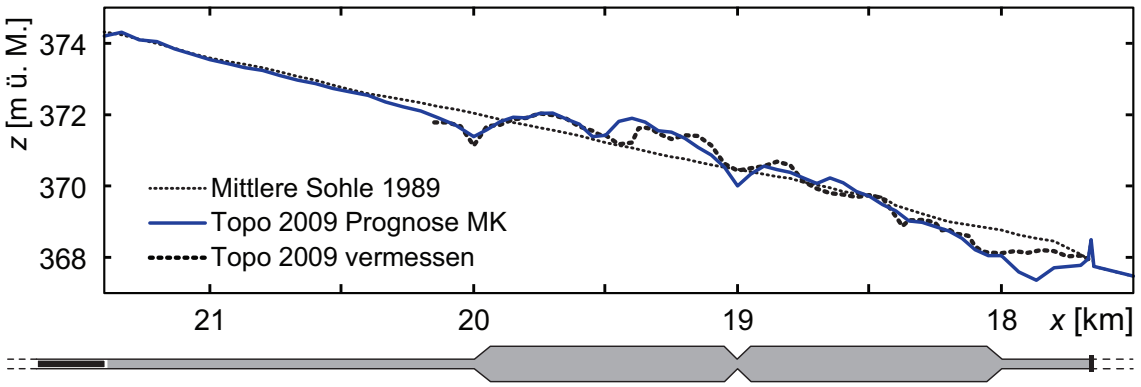


Abb. 6.26 MK-Prognosesimulation für Validierungsphase mit Aufweitung ausgehend von mittlerem Längsprofil von 1989.

Am Beispiel des Querprofils bei km 20.0 wird die zeitliche Entwicklung der mittleren Sohlenkote für die Ein- und Mehrkornmodellierung verglichen (Abb. 6.27). Wie oben festgestellt, sind die 'Kolke' und damit auch die Sohlenlage im Querprofil bei km 20.0 mit Mehrkorn tiefer als mit Einkorn. Entsprechend verläuft in Abb. 6.27 die Mehrkorn-Kote unterhalb der Einkorn-Kote. Auffallend ist, dass nach Auftreten eines Hochwassers der Zeitpunkt des Wiederanstiegs der Kote in beiden Fällen gleich ist, der Anstieg selbst aber mit Mehrkorn gemässigter verläuft. Mit Einkorn 'verfüllt' sich der 'Kolk' rasch wieder und ein stabiles Niveau wird erreicht. Mit Mehrkorn laufen diese Prozesse langsamer ab. Auf das Endresultat haben die unterschiedlichen Geschwindigkeiten keinen Einfluss.

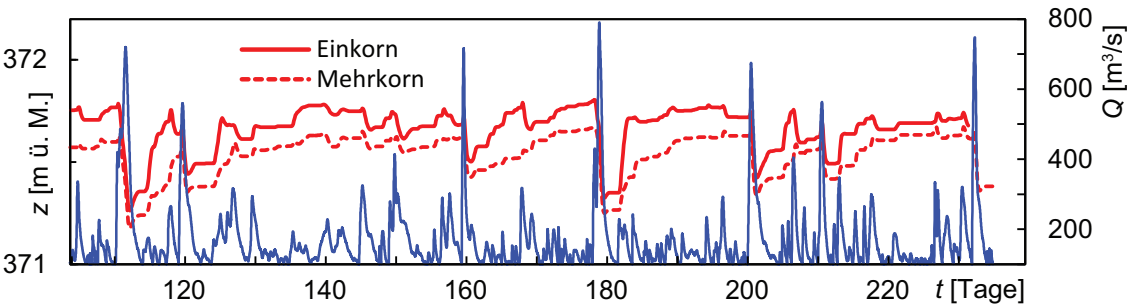


Abb. 6.27 Zeitlicher Verlauf der modellierten mittleren Sohlenkote bei km 20.0 am oberen Ende der Aufweitung für EK und MK im Vergleich zur Abflussganglinie.

6.6 2D-Modellierung

6.6.1 2D-Hydraulik Hochwasser 2002

Das hydraulische 2D-Modell wird für dasselbe Hochwasserereignis 2002 und mit derselben Topographie (Topo 2002) wie das 1D-Modell kalibriert. Das Rechengitter wurde in Zusammenarbeit mit STALDER (2012) erstellt.

Für die 2D-Modellierung wird grundsätzlich von gleichen Sohlen-, Böschungs- und Vorlandrauheiten ausgegangen, wie sie aus der 1D-Kalibrierung resultierten. Gemäss den Erkenntnissen aus Kapitel 4 wird zur besseren Berücksichtigung der Böschungsrauheit im kompakten Gerinne das Turbulenzmodell angewendet und zusätzlich die Böschungsrauheit erhöht. Mit Böschungsrauheit sind in diesem Fall im Doppeltrapezprofil die Rauheiten der Böschung am Hauptkanal und am äusseren Damm sowie die Rauheit der Vorländer gemeint.

Um den Einfluss des Turbulenzmodells und der zusätzlichen Erhöhung der Böschungsrauheit zu quantifizieren und die beste Kombination zu evaluieren, wurde für unterschiedliche Turbulenzfaktoren f_T und Korrekturen der Böschungsrauheit ($\Delta k_{St,w}$) die Auswirkung auf Wasserspiegel und Sohlschubspannung in einem repräsentativen Kanalquerprofil (km 20.4) untersucht (Tab. 6.7).

Tab. 6.7 Kurzbezeichnungen für die modellierten Parameterkombinationen von $k_{St,w}$ und f_T zur Abschätzung des Einflusses des Turbulenzmodells.

	f_T			
$k_{St,w}$ ($\Delta k_{St,w}$) [$m^{1/3}/s$]	0	5	10	15
36 (−0)	a	b	c	d
30 (−6)	-	b1	-	-
26 (−10)	-	b2	-	-
20 (−16)	-	b3	-	-

Für alle Kombinationen aus Tab. 6.7 wurde die Differenz des mittleren Wasserspiegels und die prozentuale Abweichung der totalen Sohlschubspannung T zwischen der 2D- und der 1D-Modellierung aufgetragen (Abb. 6.28). Bei einer vollständigen Übereinstimmung würde das Resultat auf dem Achsenkreuz (0/0) liegen. Die Verteilung der einzelnen Resultate zeigt die Wirkung von f_T und $\Delta k_{St,w}$: Je stärker die Korrektur $\Delta k_{St,w}$, desto mehr steigt im 2D-Modell der Wasserspiegel an, und je grösser f_T, desto geringer wird im 2D-Modell die totale Sohlschubspannung. Mit $f_T = 5$ und $\Delta k_{St,w} = -10$ $m^{1/3}/s$

(Kombination b2) wird die Abweichung gegenüber dem 1D-Modell am geringsten. Diese Werte stimmen gut mit den Erkenntnissen aus Kapitel 4 überein.

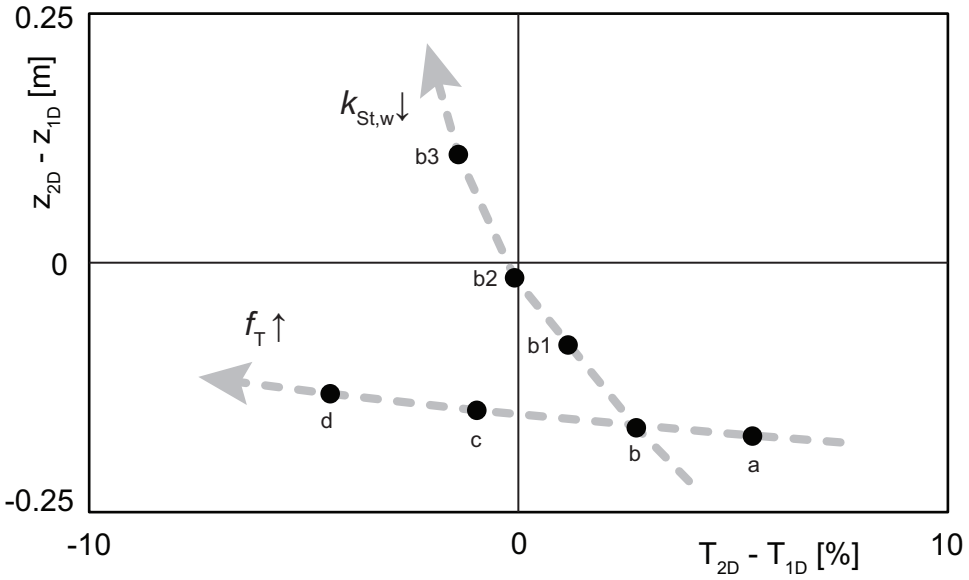


Abb. 6.28 Für die unterschiedlichen Parameterkombinationen aus Tab. 6.7 sind auf der Abszisse die prozentuale Abweichung der totalen Sohlschubspannung aus der 2D-Modellierung gegenüber der 1D-Modellierung und auf der Ordinate die daraus entstehenden Wasserspiegeldifferenzen für km 20.4 aufgetragen. Die einzelnen Punkte sind mit der Kurzbezeichnung aus Tab. 6.7 beschriftet.

Tab. 6.8 fasst die Werte zusammen, die für die weitere 2D-Modellierungen verwendet werden. Die hydraulische 2D-Modellierung der mittleren Wasserspiegel der Hochwasserspitze 2002 ($HQ_{(2002)} = 872$ m$^{1/3}$/s) führt wie auch die 1D-Modellierung zu einer guten Übereinstimmung mit den aufgenommenen Hochwasserspuren (Abb. 6.29).

Tab. 6.8 Resultierende Parameter aus der hydraulischen 2D-Kalibrierung.

$k_{St,b,K}$	$k_{St,b,A}$	$k_{St,w}$	f_T
m$^{1/3}$/s	m$^{1/3}$/s	m$^{1/3}$/s	-
36	32.5	26	5

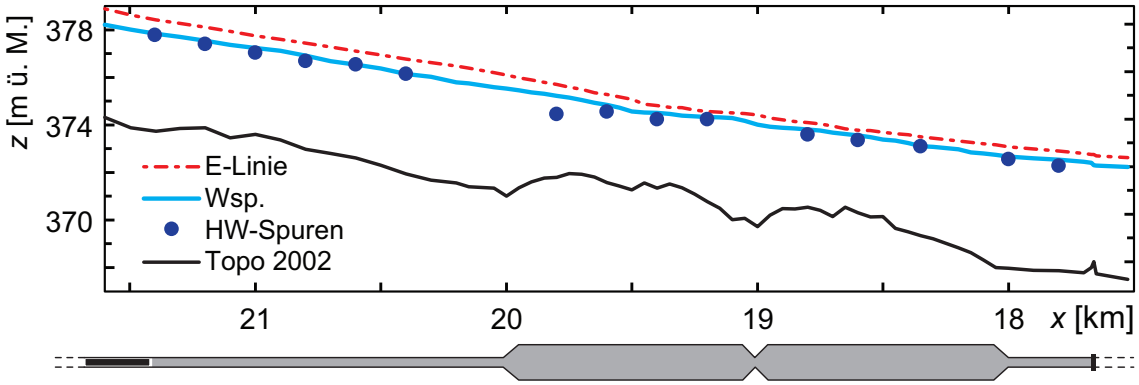


Abb. 6.29 Hydraulische 2D-Kalibrierung. Vergleich der mittleren Wasserspiegel (Wsp.) und Energielinie (E-Linie) mit den Hochwasserspuren von 2002.

6.6.2 2D-Validierung Längsprofil mit Aufweitung 2002 – 2009

Die Parameter für die 2D-Ausgangsvalidierung werden aus der 1D-Bestvalidierung übernommen und für die Hydraulik mit den oben diskutierten Anpassungen ($k_{St,w} = 26$ m$^{1/3}$/s und $f_T = 5$) ergänzt (Tab. 6.9). θ_{cr} wird vorerst nicht lokal angepasst, sondern für den ganzen Perimeter gleich dem Wert im 1D-Kanal gesetzt ($\theta_{cr} = 0.05$). Die Abfluss- und Geschiebeganglinie am oberen Modellrand entsprechen den Annahmen aus der 1D-Modellierung für die Validierungsperiode 2002 – 2009. Es wird nur Fall 2 mit $d = 24.5$ mm weiter verfolgt.

Mit der 2D-Ausgangsvalidierung resultiert das mittlere Längsprofil von 2009 in Abb. 6.30. In der Aufweitung und vor allem im unteren Teil des Zulaufkanals liegt die mittlere Sohle über der vermessenen Topographie. Die Geschiebetransportkapazität im Zulaufkanal reicht nicht aus, um das eingetragene Material weiter zu verfrachten. Dieses wird abgelagert und verursacht ein zu grosses Längsgefälle im Kanal.

Um die Transportkapazität im Perimeter allgemein zu erhöhen, wird in einem nächsten Schritt der sensitive Parameter θ_{cr} von 0.05 auf 0.04 reduziert (2D-Bestvalidierung). Damit wird der Grenzabfluss für Transportbeginn reduziert und die Mobilisierung von Geschiebe für die häufig auftretenden kleineren Abflüsse erleichtert. Das dadurch resultierende mittlere Längsprofil für 2009 ist in Abb. 6.31 dargestellt. Die 2D-Bestvalidierung stimmt damit im ganzen Perimeter insgesamt gut mit der Topographievermessung von 2009 überein. Die dazu verwendeten Parameter sind in Tab. 6.9 zusammengefasst.

Tab. 6.9 Verwendete Parameter für die 2D-Validierung mit Einkorn.

	$k_{St,b,K}$	$k_{St,b,A}$	$k_{St,w}$	f_T	$f_{bf,A}$	d	f_r	f_b	$\theta_{cr,K}$	$\theta_{cr,A}$
	$m^{1/3}/s$	$m^{1/3}/s$	$m^{1/3}/s$	-	-	mm	-	-	-	-
1D-Bestvalidierung	36	32.5	36	-	0.85	24.5	0.85	0.625	0.05	**0.04**
2D-Ausgangsvalidierung	36	32.5	**26**	**5**	0.85	24.5	0.85	0.625	**0.05**	**0.05**
2D-Bestvalidierung	36	32.5	**26**	**5**	0.85	24.5	0.85	0.625	**0.04**	**0.04**

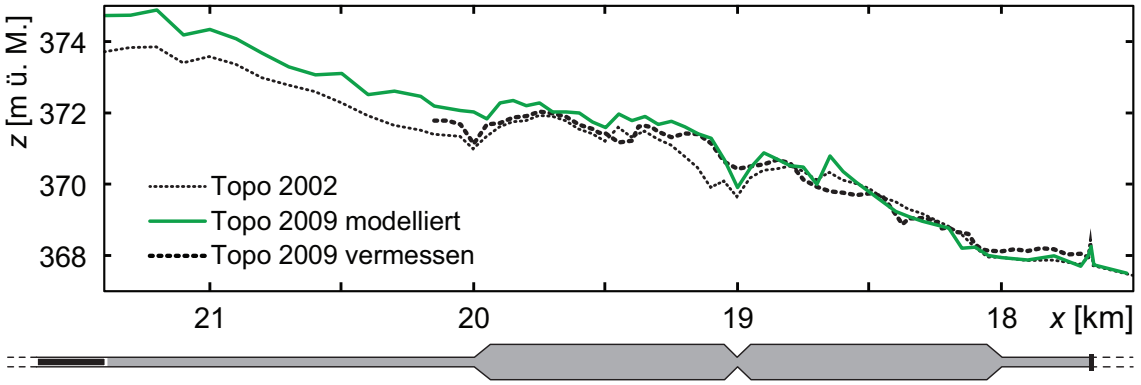


Abb. 6.30 2D-Ausgangsvalidierung: Modellierte mittlere Sohle von 2009 im Vergleich zur Ausgangssohle 2002 und der vermessenen Sohle 2009 mit $\theta_{cr} = 0.05$.

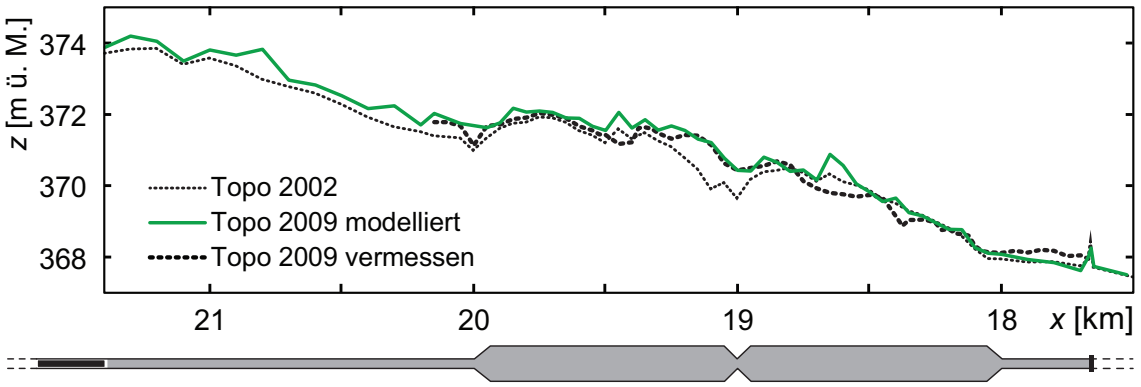


Abb. 6.31 2D-Bestvalidierung: modellierte mittlere Sohle von 2009 im Vergleich zur Ausgangssohle 2002 und der vermessenen Sohle 2009 mit $\theta_{cr} = 0.04$.

Eine alternative Variante zur Steigerung der Geschiebetransportkapazität ist die Erhöhung des pauschalen Geschiebetransportfaktors f_b. Mit $f_b = 1$ (entspricht MPM-Vorfaktor 8) wird im Zulaufkanal das mittlere Längsprofil gegenüber der Ausgangsvalidierung (vgl. Abb. 6.30) abgesenkt (Abb. 6.32). In der Aufweitung ist kaum ein Einfluss zu sehen und entsprechend liegt dort die Sohle nach wie vor tendenziell zu hoch. Mit dieser Variante wird kein gleich gutes Resultat erzielt wie mit der Anpassung von θ_{cr}.

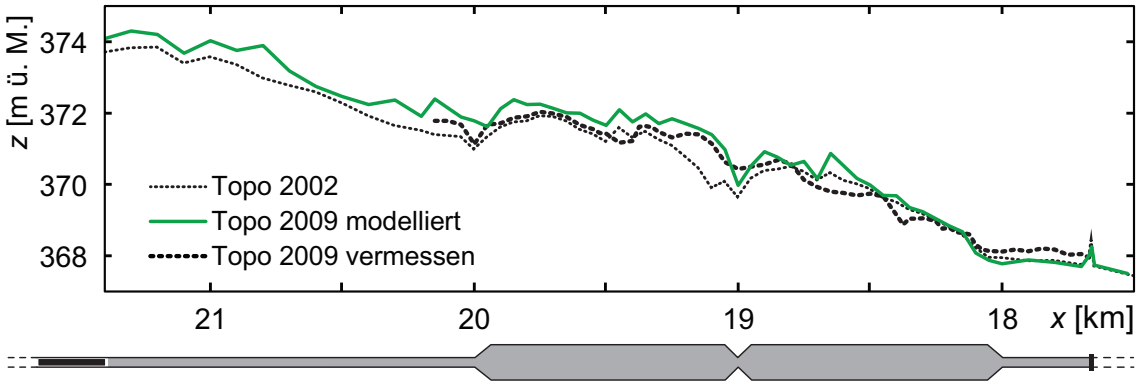


Abb. 6.32 2D-Alternativvalidierung: modellierte mittlere Sohle von 2009 im Vergleich zur Ausgangssohle 2002 und der vermessenen Sohle 2009 mit $f_b = 1$.

6.6.3 Einfluss Turbulenzmodell

In den Grundlagenversuchen zur Sohlschubspannungsverteilung (Kapitel 4) und in der Simulation der Aufweitung im Laborversuch (Kapitel 5) wurde aufgezeigt, dass der Einfluss der Böschungsreibung im 2D-Modell mit Hilfe des Turbulenzmodells und einer Korrektur der Böschungsrauheit in kompakten Profilen gut berücksichtigt wird. Diese Untersuchungen wurden alle an symmetrischen und einfachen Geometrien durchgeführt. Für die Simulation der Aufweitung Altikon (Kapitel 6) wurde das Konzept mit Turbulenzmodell und korrigierter Böschungsrauheit übernommen. Es führte zu guten Resultaten.

Der Einfluss dieses Konzepts auf den Wasserspiegel bei der Kalibrierung der Hydraulik wurde aufgezeigt (vgl. Abb. 6.28). Die Korrektur der Böschungsrauheit veränderte den Wasserspiegel weit stärker als eine Veränderung von f_T. Ob f_T einen Einfluss auf die laterale Geschwindigkeits- und Sohlschubspannungsverteilung auch in komplexer, 'natürlicher' Geometrie mit einem grösseren b/h-Verhältnis als im Labor hat und ob das Turbulenzmodell auch die Entwicklung der Sohlenlage verändert, wird im Folgenden geprüft.

In den Laborversuchen war im Kanal $b_K/h = 6$, in der Aufweitung $b_A/h = 29$. In der Thur ist das b/h-Verhältnis abhängig vom Durchfluss und bei Abfluss auf den Vorländern zudem nicht klar definiert. Für einen Abfluss, der gerade noch im Hauptgerinne abfliesst ($Q = 430$ m^3/s < HQ_2) ist im Kanal $b_K/h = 17$ und in der Aufweitung $29 < b_A/h < 45$. Für H$Q_2 < Q <$ HQ_5 ist das Vorland überflutet, wobei dann $12 < b_K/h < 16$ und $20 < b_A/h < 30$ ist. Die Thur ist demnach weniger kompakt als der Kanal in den Laborversuchen. Entsprechend geringer dürfte die Wirkung des Turbulenzmodells sein.

Im Querprofil km 20.4 wird für den bordvollen Abfluss (Q = 430 m^3/s) der Wasserspiegel und die Verteilung der Sohlschubspannung für drei unterschiedliche Parameterkonfigurationen untersucht (Abb. 6.33). Ausgegangen wird von Kombination 'b2' aus Tab. 6.7, welche als bestes Resultat aus der hydraulischen Kalibrierung resultierte (f_T = 5; $k_{St,w}$ = 26 m$^{1/3}$/s). In einer zweiten Kombination wird das TM ausgeschaltet (f_T = 0; $k_{St,w}$ = 26 m$^{1/3}$/s) und in einer dritten Kombination wird ohne TM und ohne zusätzliche Korrektur der Böschungsrauheit gerechnet (f_T = 0; $k_{St,w}$ = 36 m$^{1/3}$/s).

Der Vergleich lässt keinen Effekt des TM und der Korrektur der Böschungsrauheit auf den Wasserspiegel erkennen. Die Sohlschubspannung fällt geringfügig grösser aus, wenn das TM ausgeschaltet ist, da die mit dem TM berücksichtigte innere Reibung bei ausgeschaltetem TM als zusätzliche Sohlschubspannung in die Bilanzierung eingeht. Die Wirkung der Böschungsrauheitskorrektur auf die Sohlschubspannung ist vernachlässigbar. Die relative laterale Verteilung der Sohlschubspannung unterscheidet sich in den drei Fällen kaum. In allen Fällen nimmt die Sohlschubspannung gegen die Böschung hin ab. In den Modellierungen der Laborversuche wurde das TM beigezogen, um eben gerade eine solche laterale Verteilung zu erzwingen. Im betrachteten Querprofil in der Thur stellt sich eine solche Verteilung auch ohne TM ein.

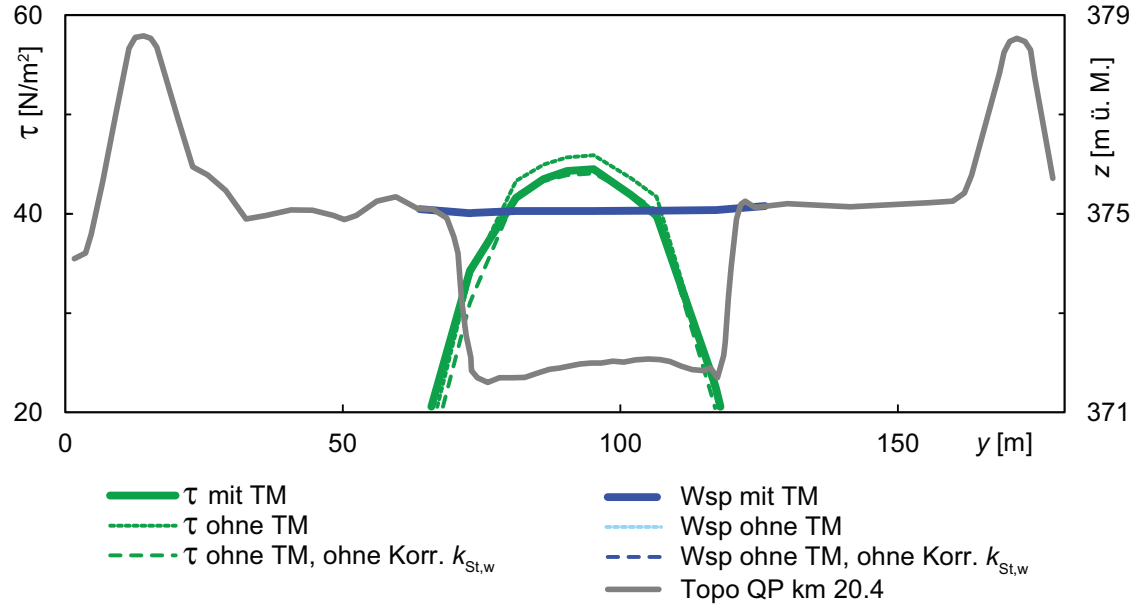


Abb. 6.33 Einfluss des Turbulenzmodells und der zusätzlichen Korrektur der Böschungsrauheit auf τ_b und Wsp. im Querprofil km 20.4 für den bordvollen Abfluss Q = 430 m^3/s; keine bewegliche Sohle; b/h = 17.

Am Beispiel der Thur zeigt sich im betrachteten Querprofil, dass sich eine solche Verteilung auch ohne TM einstellt. Die Notwendigkeit des TM im Laborbeispiel ist einerseits auf das kleinere b/h-Verhältnis zurückzuführen, andererseits auch auf die sehr einfache, gerade und symmetrische Geometrie.

Zur Überprüfung, wie stark sich das TM auf die mittlere Sohlenlage am Ende der Validierungsperiode auswirkt, werden in Abb. 6.34 für die oben beschriebenen drei Fälle die mittleren Längsprofile der Sohle verglichen. Es wird deutlich, dass weder f_T noch die Korrektur der Böschungsrauheit einen massgebenden Effekt auf die mittleren Sohlenlagen ausüben. Diese unterscheiden sich für die drei Fälle kaum (Abb. 6.34).

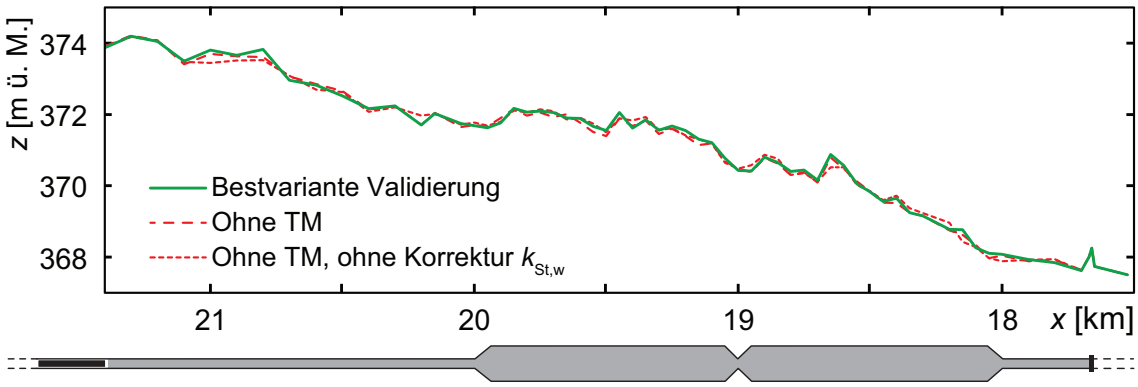


Abb. 6.34 Einfluss des Turbulenzmodells und der zusätzlichen Korrektur der Böschungsrauheit auf die Entwicklung der mittleren Sohlenlage während der Validierungsphase.

Das Turbulenzmodell zeigt im Naturbeispiel nur eine sehr eingeschränkte Wirkung. Gründe dafür sind zum einen die relativ grosse Profilrelation $b/h = 17$ und der entsprechend abgeschwächte Einfluss der Böschungsreibung, zum anderen auch die Gitterauflösung im Thur-Kanal, die mit fünf Dreieckszellen über die Sohlenbreite im Vergleich zu den Grundlagenuntersuchungen in Kapitel 4 verhältnismässig grob, aufgrund des grossen Perimeters und der mehrjährigen instationären Abflussganglinien aber notwendig ist. Weiter führt die natürliche, unebene Sohlentopographie zu lateraler Strömung und dadurch zu einer Reduktion der Geschwindigkeitsgradienten und dadurch zu einer deutlichen Reduktion des Einflusses des Turbulenzmodells. In einem idealisierten Gerinne mit gleichgerichteter Strömung und ebener Sohle sind die Geschwindigkeitsgradienten ausgeprägter und deshalb auch der Einfluss des Turbulenzmodells deutlicher.

6.6.4 Reduzierte Abflussganglinie

STALDER (2012) untersuchte den Einfluss einer verkürzten Abflussganglinie auf die Endsohlenlage. Zur Verkürzung der Rechenzeiten werden oft nur transportwirksame Abflüsse modelliert. Für die Einkornmodellierungen wurden in STALDER (2012) die Hochwasserereignisse erst nach Überschreiten des Grenzabflusses für das Aufreissen der Deckschicht begonnen ($Q_D \approx HQ_2$) und erst bei Unterschreitung des Grenzabflusses für Transportbeginn beendet (Q_0). Damit wurde versucht, den verzögerten Erosionsbeginn aufgrund einer stabilen Deckschicht abzubilden. STALDER (2012) untersuchte den Einfluss auf den Verlauf der mittleren Sohlenlage, falls der Start- und Endwert des Hydrographen verändert wird. Der Startabfluss wurde zwischen Q_0 und HQ_5 variiert, der Endabfluss zwischen 30 und 300 m^3/s, was ober- und unterhalb des transportwirksamen Abflusses $Q_0 = 120\ m^3/s$ ist. Die Änderung des Startabflusses führte zu keinen nennenswerten Veränderungen der mittleren Sohlenlage. Die Wahl des Endabflusses hingegen beeinflusst die Wiederauflandung von grösseren lokalen Erosionen, die sich während der Hochwasserspitze ausbildeten. Am meisten betroffen sind dabei die Stellen kurz oberstrom der Aufweitung, in der Engstelle zwischen den beiden Aufweitungen und wenig oberstrom der ZH-Schwelle. Ein tief gewählter Endabfluss verlängert den abklingenden Ast der Hochwasserganglinie bedeutend und ermöglicht ein 'Auffüllen' der ausgewaschenen 'Kolke'. Der abklingende Ast der Hochwasserganglinie ist deutlich flacher als der ansteigende Ast und führt deshalb zu längeren und verhältnismässig grösseren Geschiebeumlagerungen. Eine Veränderung des Endabflusses fällt deshalb mehr ins Gewicht. Es ist also wichtig, dass der Endwert nicht über dem transportwirksamen Abfluss liegt. Der Startabfluss ist weniger entscheidend und kann deshalb gleich wie der Endabfluss gewählt werden, was die Erstellung der reduzierten Ganglinie erleichtert.

6.7 Diskussion und Fazit

Mit beiden Modellen (1D und 2D) ist es gelungen, die natürliche Langzeitentwicklung der mittleren Sohle in der Thur im Bereich der Aufweitung Altikon zu reproduzieren.

Das hydraulische Modell der Thur wurde in gleicher Weise kalibriert wie das Modell zur Nachbildung der Laborversuche, nämlich mit der angepassten 2-Punkt-Kalibrierung zur Bestimmung der Rauheitsbeiwerte. Unter Annahme von Sohlen- und Bankformverlusten nur in der Aufweitung konnte von einheitlicher *Korn*rauheit (Sohle) und Böschungs- resp. Vorlandrauheit im ganzen Perimeter (Kanal und Aufweitung) ausgegan-

gen werden. Im 2D-Modell wurden die Rauheitsbeiwerte aus dem 1D-Modell grundsätzlich übernommen. Gemäss den Erkenntnissen aus den Grundlagenversuchen zur Sohlschubspannung (Kapitel 4) wurde bei gleichzeitiger Anwendung des Turbulenzmodells die Böschungsrauheit erhöht. Mit beiden Modellen stimmte der Verlauf des Wasserspiegels für die Abflussspitze des Hochwasserereignisses von 2002 gut mit den Hochwasserspuren überein.

Eine Geschiebefunktion in Abhängigkeit des Abflusses wurde mit dem 1D-Modell für die Kalibrierungsperiode 1978-1989 bestimmt. Sie basiert auf der Geschiebetransportkapazität im Zulaufkanal und soll auf andere Abflussganglinien übertragen werden. Mit der modellierten Geschiebefunktion blieb die mittlere Sohle während der Kalibrierungsperiode beinahe unverändert, gleich wie in der Natur. Die im Modell eingetragenen Geschiebetransportvolumina betragen hingegen fast das Doppelte der Angaben aus der Geschiebehaushaltstudie (FLUSSBAU AG 2005). Diese Differenz könnte auf den Zustand latenter Erosion in Natur zurückzuführen sein, der in dieser Untersuchung nicht abgebildet werden konnte. Mit dem Mehrkornmodell wurde für den Kalibrierungszeitraum von 1978 - 1989 ein jährlicher Geschiebeeintrag erzielt, der besser mit den Angaben in der Geschiebehaushaltstudie übereinstimmt als der mit Einkorn ermittelte. Auch wenn das Mehrkornmodell zwar nicht den Zustand latenter Erosion abbilden kann, führte die Berücksichtigung von fraktioniertem Transport dazu, dass bei kleineren Abflüssen nur feinere Fraktionen transportiert wurden. Dies führte zu einer ähnlichen Entwicklung des Längsprofils wie mit dem Einkornmodell, jedoch bei einer geringeren Geschiebefracht.

Mit der Modellvalidierung wurde die Entwicklung des mittleren Sohlenlängsprofils von 2002 bis 2009 reproduziert. Dabei ging es hauptsächlich um die korrekte Abbildung der mittleren Sohlenlage im Aufweitungsbereich. Die Geschiebeganglinie für die Validierungsperiode wurde mit Hilfe der Geschiebefunktion definiert.

Sowohl im 1D- als auch im 2D-Modell wurde θ_{cr} gegenüber dem im Programm automatisch bestimmten Wert nach VAN RIJN (1984) von 0.055 auf 0.050 im 1D-Modell und auf 0.040 im 2D-Modell reduziert. In Anlehnung an das Ersatzgerinneverfahren nach ZARN (1997) wurde im 1D-Modell θ_{cr} lokal in der Aufweitung weiter reduziert ($\theta_{cr,A} = 0.040$), um dadurch effektiveren Geschiebetransport in konzentrierten Teilgerinnen abzubilden. In der 2D-Modellierung konnte auf eine zusätzliche Reduktion von $\theta_{cr,A}$ in der Aufweitung gegenüber von $\theta_{cr,K}$ im Kanal verzichtet werden, da sich in der 2D-Modellierung Teilgerinne mit konzentriertem Geschiebetransport bilden können.

Mit obigen Anpassungen gelang es mit beiden Modellen, die Entwicklung der Sohle auch während der Validierungsperiode gut zu reproduzieren. Die jährlich eingetragenen Geschiebevolumina stimmten für diesen Zeitraum besser mit den Werten aus Geschiebehaushaltstudien überein als für die Kalibrierungsperiode. Ein Vergleich der kalibrierten 1D-Modellierungen einmal mit Einkorn und einmal mit Mehrkorn zeigt, dass eine Berücksichtigung von Mehrkorn nicht zu einem grundsätzlich anderen mittleren Längsprofil führt. Sortierprozesse, soweit sie mit dem numerischen Modell abgebildet werden können, spielen darin eine untergeordnete Rolle.

Sowohl mit dem 1D-Modell als auch mit dem 2D-Modell war es möglich, jeweils mit Einkorn- oder mit Mehrkornmaterial die Entwicklung der mittleren Sohle zu reproduzieren. Dazu wurde für die unterschiedlichen Simulationen einerseits der Geschiebeeintrag in den Perimeter angepasst, andererseits das Transportvermögen durch Anpassung der kritischen Sohlschubspannung innerhalb des Kanals und der Aufweitung individuell beeinflusst. Der resultierende jährliche Geschiebeeintrag wurde tendenziell überschätzt. Obige Massnahmen deuten darauf hin, dass in der Thur die Sohle im Kanal durch eine Deckschicht stabilisiert und infolge der latenten Erosion der übergeordnete Geschiebetransport reduziert ist. In der Aufweitung hingegen laufen dynamische Auflandungsprozesse ab, die nicht durch Deckschichtbildungsprozesse aber durch den übergeordneten reduzierten Geschiebeeintrag beeinträchtigt sind. Diesen Unterschieden wurde im Modell mit individuellen Stellgrössen für den Kanal und die Aufweitung begegnet. Würde ein übergeordneter Zustand latenter Erosion mit stabiler Deckschicht im Modell abgebildet, könnte es sein, dass sich die Längsprofile im Kanal und der Aufweitung für alle Situationen ähnlich wie in Natur entwickeln würden, ohne dass gebietsweise unterschiedliche Stellgrössen nötig sind. Das resultierende Geschiebeeintragsvolumen könnte dann in der gleichen Grössenordnung ausfallen, wie in der Geschiebehaushaltstudie angegeben ist. Dies müsste im Modell mit weiterentwickelten Mehrkornansätzen geprüft werden (vgl. 'Ausblick' in Kapitel 8).

Ergänzend wurde mit dem 1D-Modell erfolgreich überprüft, ob die Versatzbildung in der Aufweitung auch ausgehend von einer gänzlich ebenen Sohle korrekt wiedergegeben wird. Die Versatzbildung wird auch dann korrekt wiedergegeben, wenn keine Initialablagerungen in den Aufweitungen durch die Ausgangstopographie vorweggenommen werden, wie dies mit der Ausgangstopographie 2002 der Fall war.

Der Effekt des Turbulenzmodells im 2D-Modell auf den Wasserspiegel, die Sohlschubspannungsverteilung und die mittlere Sohlenlage fällt gering aus. Ein Verzicht auf

das Turbulenzmodell in diesem Anwendungsbeispiel wäre gerechtfertigt. Die dadurch in der Hydraulik wegfallenden Reibungsverluste könnten stattdessen durch Anpassung der Stricklerbeiwerte kompensiert werden, ohne dass dabei Q_S massgeblich verändert wird.

7 Praxisbezogene Fragestellungen

7.1 Ziel und Inhalt

In Anlehnung an die Aufweitung Altikon an der Thur werden systematische, eindimensionale numerische Untersuchungen zu praktischen Fragestellungen durchgeführt. Dazu gehören:

- Zeitliche Entwicklung des Längsprofils und Endzustand im Gleichgewicht für unterschiedliche Aufweitungslängen (L_A), Breitenverhältnisse (β), Korngrössen (d) und Abflüsse (Q).
- Einfluss eines reduzierten Geschiebeeintrags.
- Vereinfachung der instationären Abflussganglinie mit stationärem Abfluss.
- Ersatz einer bestehenden Sohlschwelle durch eine lokale Aufweitung.
- Auswirkungen einer zusätzlichen, oberstromigen Aufweitung auf das mittlere Längsprofil, wobei der Abstand zwischen bestehender und zusätzlicher Aufweitung variiert wird.
- Übergeordnete Effekte, wenn die Aufweitung nicht vollständig ausgeräumt, sondern das Aushubmaterial in der Aufweitung belassen wird.

Die Untersuchung wird mit zwei unterschiedlichen Referenzmodellen A und B durchgeführt. Beide Modelle orientieren sich an der Grössenordnung des Fallbeispiels 'Aufweitung Altikon (Thur)' aus Kapitel 6. Referenzmodell A ist ein einfaches Rechteckprofil und wird ausschliesslich in Kombination mit stationären Abflüssen angewendet. Referenzmodell B besteht im Kanal aus einem Doppeltrapezprofil, übernimmt die kalibrierten Parameter aus Kapitel 6 und berücksichtigt vorwiegend eine mehrjährige instationäre Abflussreihe aus der Thur.

7.2 Referenzmodelle

7.2.1 Referenzmodell A

Die systematischen 1D-Modellierungen mit Referenzmodell A wurden in Zusammenarbeit mit SAMELI (2012) durchgeführt. Ziel dabei war, mit einer Parametervariation und

für stationären Abfluss die Prozesse zwischen einzelnen Parametern und der Entwicklung des Längsprofils zu verstehen und qualitative Zusammenhänge abzuleiten.

Folgende Fragestellungen wurden untersucht:

- Wie stellen sich das Längsprofil der Sohle, der Sohlenversatz und die Sohlenanhebung im Oberwasser im Gleichgewichtszustand für unterschiedliche Parameterkombinationen ein?
- Wie entwickelt sich das Längsprofil über die Zeit?
- Wie verhält sich das System bei reduzierter Geschiebezufuhr?

Die Parametervariation wird ausgehend von einer Referenzgeometrie und einer Ausgangskonfiguration durchgeführt (Tab. 7.1). Die Referenzgeometrie setzt sich in Fliessrichtung betrachtet aus Oberwasserkanal (OW), Expansionsbereich (E), Aufweitung (A), Verengungsbereich (V) und Unterwasserkanal (UW) zusammen (Abb. 7.1 und Abb. 7.2). Die Grössen der Referenzgeometrie und Ausgangskonfiguration sowie der Variationsbereich einzelner Parameter sind in Anlehnung an die Thur gewählt und in Tab. 7.1 aufgelistet. $Q = 600\ m^3/s$ entspricht einem Hochwasserabfluss eines 2- bis 5-jährlichen Ereignisses. Kanal und Aufweitung sind in allen Fällen als Rechteckprofil modelliert. Das Geschiebe wird mit einem Einkornmaterial modelliert.

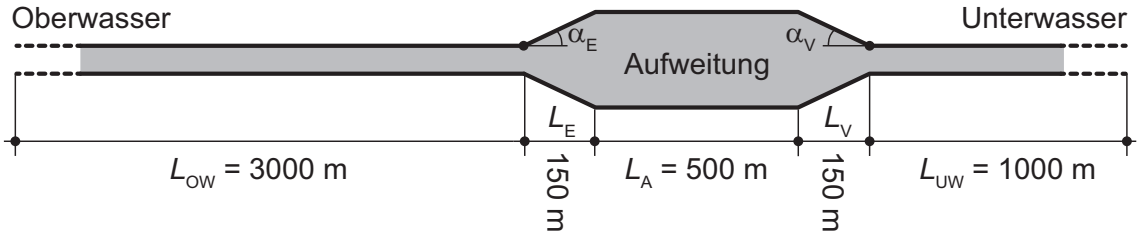


Abb. 7.1 Grundrissskizze der Ausgangskonfiguration des Referenzmodells A.

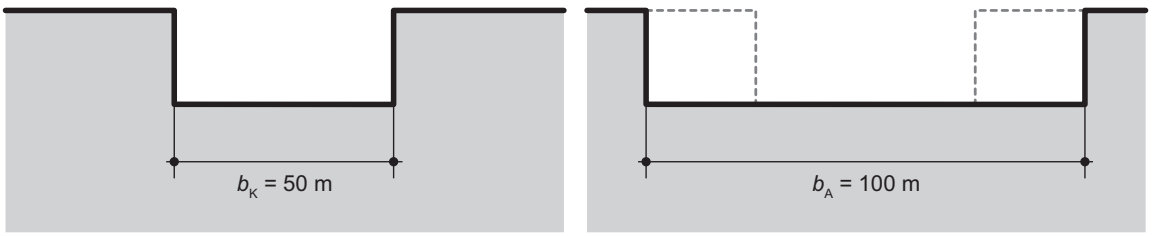


Abb. 7.2 Querprofile des Kanals (links) und der Aufweitung (rechts) der Ausgangskonfiguration des Referenzmodells A.

Tab. 7.1 Ausgangskonfiguration und Variationsbereich der untersuchten Parameter.

			Ausgangskonfiguration	Variationsbereich
Referenzgeometrie	b_K	m	50	-
	b_A	m	100	63 bis 200
	L_{OW}	m	3000	-
	L_E	m	150	-
	L_A	m	500	250 bis 1500
	L_V	m	150	-
	L_{UW}	m	1000	-
	a_E, a_V	°	9.5	2.5 bis 26.5
Weitere Grössen	Q	m^3/s	600	200 bis 1800
	Q_S	m^3/s	0.136	f(Q)
	d	mm	22	5.5 bis 44
	J_K	‰	1.5	-

Anfangszustand der Modellierungen war jeweils ein Kanal im Gleichgewicht. Die entsprechende Geschiebetransportkapazität wurde für die jeweilige Parameterkombination d, Q und J_K (mittleres Längsgefälle im Kanal) mit der oberen Randbedingung 'transport_capacity' bestimmt. Für diesen Gleichgewichtszustand wurde die Geometrie mit einer Aufweitung ergänzt, ohne dabei die Gleichgewichtssohle zu verändern (lediglich Anpassung der Seitenwände). Weiter wurde von folgenden festen Grössen ausgegangen (Tab. 7.2):

Tab. 7.2 Zusammenstellung von festen Randbedingungen.

Ausgangsgefälle der Sohle	1.5‰
$k_{St,b}$	34 $m^{1/3}/s$
$k_{St,w}$	34 $m^{1/3}/s$
Vorfaktor MPM	8
f_{bf}	1

7.2.2 Referenzmodell B

Das 1D-Modell bildet einen 23 km langen Kanal als Doppeltrapezprofil mit einem Längsgefälle von 1.7‰ ab. Mittig ist eine erste, 'untere' 2 km lange Aufweitung angeordnet, deren Erweiterungs- und Verengungslängen jeweils 250 m betragen (Abb. 7.3). Je nach Beispiel wird in einem Abstand X_A stromaufwärts eine zweite, 'obere' Aufweitung mit gleichen Abmessungen angeordnet. Für $X_A = 0$ schliessen die beiden Aufweitungen aneinander an und die Verengung und Erweiterung im Übergang entfallen.

Die Profilgeometrie von Kanal und Aufweitung ist stark vereinfacht, entspricht aber den Grössenordnungen der Thur bei Altikon. Sie basiert auf repräsentativen Querprofilen,

die durch Mittelung der Querprofile im Kanal- und Aufweitungsabschnitt aus Kapitel 6 erstellt wurden (Abb. 7.4).

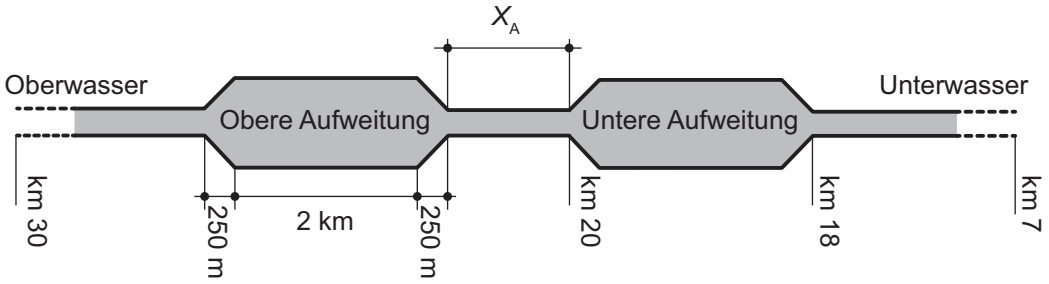


Abb. 7.3 Grundrissskizze der Modellgeometrie.

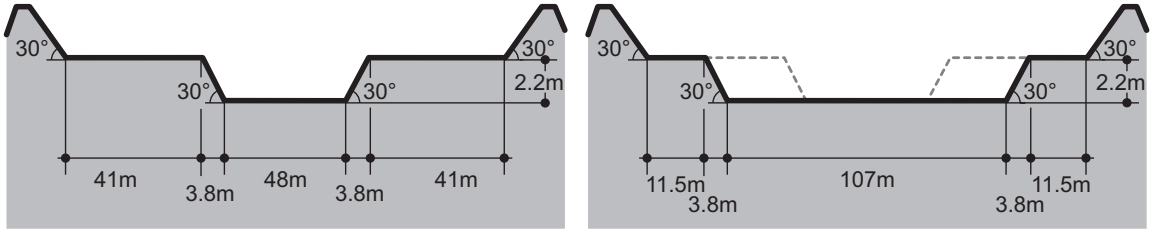


Abb. 7.4 Mittlere repräsentative Querprofile aus der Thur bei Altikon für den Kanalabschnitt (links) und die Aufweitung an der Stelle maximaler Breite (rechts).

Als Abflussganglinie wird $Q_{(02\text{-}09)}$ aus der Modellvalidierung in Abschnitt 6.5.3 verwendet. Die Ganglinie deckt einen Zeitraum von 8 Jahren ab, wobei nur Abflüsse mit $Q > 100$ m^3/s berücksichtigt werden. Die entsprechend gekürzte Simulationszeit beträgt 5'694 Stunden resp. 237 Tage. Ein Durchlauf wird als Abflusszyklus bezeichnet. Bei Bedarf werden mehrere Abflusszyklen hintereinander gereiht. Ein Abflusszyklus umfasst viele unterschiedliche Hochwasserereignisse (Abb. 7.5). 15 Ereignisse weisen einen Abfluss mit $Q > 400$ m^3/s auf, 9 davon liegen über einem HQ_2 (572 m^3/s), 6 davon über einem HQ_5 (727 m^3/s) und das grösste liegt knapp über einem HQ_{10}.

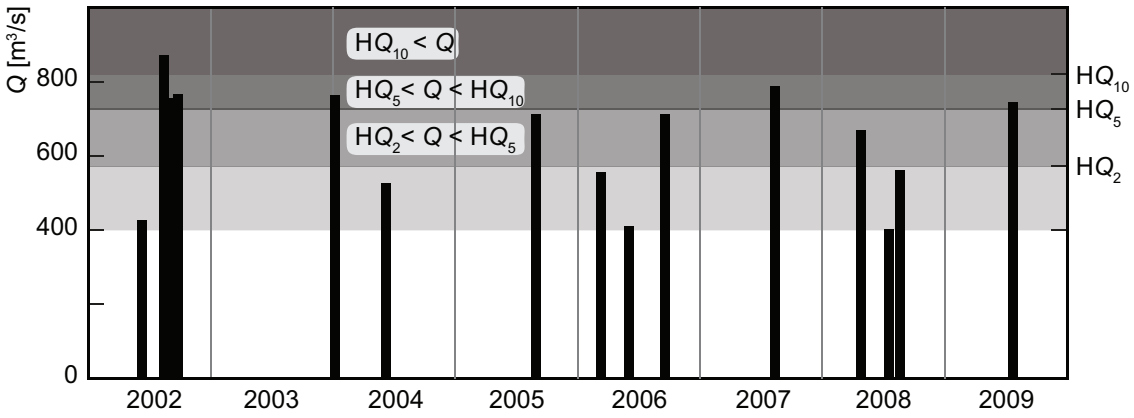


Abb. 7.5 Darstellung sämtlicher Ereignisse mit $Q_{max} > 400$ m³/s während der Messperiode zwischen 2002 und 2009. Vergleich mit der statistischen Auftretenswahrscheinlichkeit in Jahren (Jährlichkeit HQ_2, HQ_5 und HQ_{10}).

Die Geschiebezugabe am oberen Rand entspricht der Transportkapazität im ersten Querprofil (obere Randbedingung 'transport capacity'). Dadurch wird gewährleistet, dass keine randbedingten Effekte wie lokale Erosion oder Auflandung auftreten. Geschiebetransport findet nur in den Sohlenbereichen statt. Böschung und Vorländer sind überströmbar, nicht aber erodierbar.

Das Geschiebe wird mit einem Einkornmaterial mit $d = 24$ mm modelliert. Die übrigen Kenngrössen werden ebenfalls aus der Kalibrierung und Validierung der Thur übernommen (Tab. 7.3).

Tab. 7.3 Aus der Thur-Validierung übernommene Parameter.

	$k_{St,b}$	$k_{St,w}$	f_{bf}	d	f_b	θ_{cr}
	$m^{1/3}/s$	$m^{1/3}/s$	-	mm	-	-
Kanal	36	36	1.0	24.5	0.625	0.05
Aufweitung	32.5	36	0.85			0.04

Der Ablauf der Modellierungen gliedert sich in eine 'Einschwemmphase' und eine daran anschliessende 'Prognosemodellierung'. Die 'Einschwemmphase' geht über einen Abflusszyklus mit nur der einen, 'unteren' Aufweitung. Für die darauffolgende 'Prognosemodellierung' wird z. B. eine zweite, 'obere' Aufweitung eingebaut und mit weiteren Abflusszyklen belastet.

7.3 Entwicklung des Längsprofils

Mit dem Referenzmodell A (Abschnitt 7.2.1) werden die grundsätzlichen Prozesse, wie sie in Abschn. 2.3.3 beschrieben worden sind, bestätigt (Abb. 7.6). Ausgehend von einer ebenen Sohle erodiert die Sohle oberhalb der Aufweitung aufgrund einer temporären Senkkurve und entsprechenden Beschleunigung auf die Erweiterung zu ($Kolk_{OW}$, vgl. Definitionsskizze in Abb. 7.7). Unterhalb der Aufweitung erodiert die Sohle deutlich tiefer aufgrund des Geschiebedefizits, welches durch Ablagerungen in der Aufweitung zustande kommt ($Kolk_{UW}$). Die Ablagerungen in der Aufweitung wachsen zu einem Versatz (ΔH) an und schreiten stromabwärts fort, bis die Verengung erreicht wird und Material auch wieder ins Unterwasser ausgetragen wird. Dann verfüllt sich der tiefe Kolk unterhalb der Aufweitung langsam wieder und die Sohle unterhalb der Aufweitung erreicht die ursprüngliche Ausgangssohle. Mit 'Kolk' sind in diesem Kapitel nicht lokale Kolklöcher im Sinne von lokaler Erosion, z. B. zwischen Bänken, gemeint, sondern Erosionen im mittleren Längsprofil, die in Längsrichtung auf einige Querprofile beschränkt sind (Ausdehnung von ungefähr 50 bis 200 m). Infolge der Vergrösserung des Längsgefälles in der Aufweitung wird die Sohle im Oberwasser angehoben und kommt über die ursprüngliche Ausgangssohle zu liegen (Δz_b).

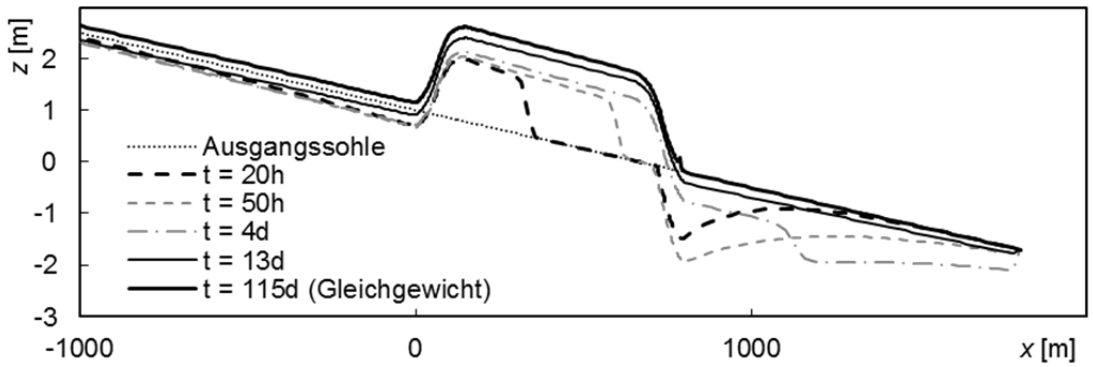


Abb. 7.6 Entwicklungsschritte der mittlere Sohle im Längsprofile aufgrund einer lokalen Aufweitung, abgeändert nach SAMELI (2012).

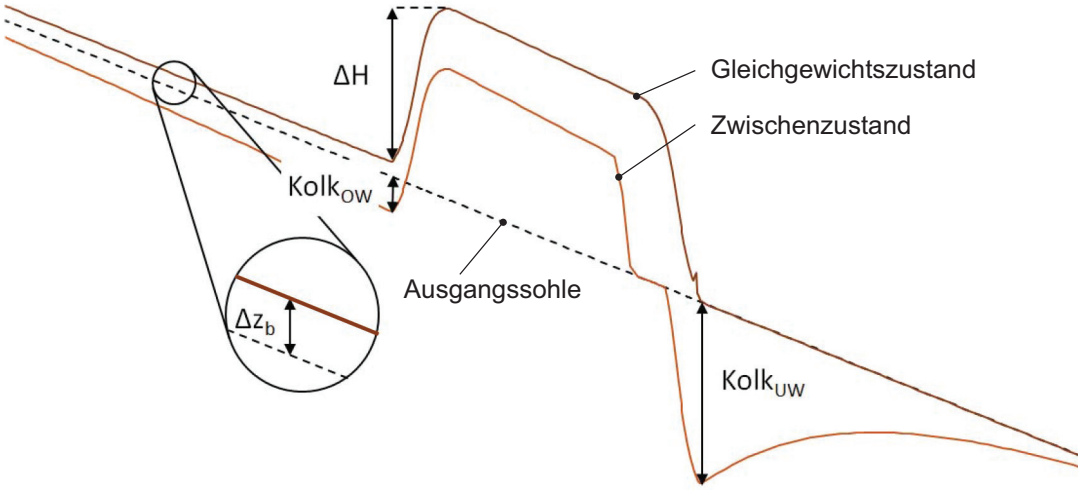


Abb. 7.7 Definitionsskizze mit charakteristischen Grössen zur Beschreibung des mittleren Sohlenlängsprofils, abgeändert nach SAMELI (2012).

7.4 Gleichgewichtszustand in Abhängigkeit diverser Grundgrössen

Mit Referenzmodell A wurde der Einfluss von $\beta = b_A/b_K$, L_A, d und Q auf den Gleichgewichtszustand untersucht. In den Abb. 7.8 bis Abb. 7.11 sind jeweils die Längsprofile der Sohle für die Ausgangskonfiguration und für die Gleichgewichtszustände für unterschiedliche Grössen der Aufweitungs- bzw. hydrologischen Parameter β, L_A, d und Q dargestellt. Die Abb. 7.12 und Abb. 7.13 zeigen den Sohlenversatz ΔH und die Sohlenanhebung Δz_b im Oberwasser in Abhängigkeit der Parametervariation.

Die Versatzhöhe nimmt stark zu mit grösserer Aufweitungsbreite und mit grösserem Durchfluss (Abb. 7.8 und Abb. 7.10). Die Korngrösse hat einen nur geringen, die Aufweitungslänge keinen Einfluss auf die Versatzhöhe in dieser Parameterkonstellation (Abb. 7.9 und Abb. 7.11).

Die Sohlenanhebung im Oberwasser hängt vom Gleichgewichtsgefälle in der Aufweitung ab. Ist dieses grösser als im Kanal, kommt es im Oberwasser zu einer Sohlenanhebung Δz_b, ist dieses kleiner als im Kanal, kommt die Sohle im Oberwasser unter die Ausgangssohle zu liegen. Mit zunehmender Aufweitungsbreite und grösserem Korndurchmesser nimmt das Gleichgewichtsgefälle in der Aufweitung zu und die Sohle im Oberwasser wird angehoben (Abb. 7.8 und Abb. 7.9). Mit zunehmender Aufweitungslänge bleibt das Gleichgewichtsgefälle in der Aufweitung konstant und die Sohlenanhebung im Oberwasser $\Delta z_b = L_A(J_A - J_K)$ nimmt zu, solange $J_A > J_K$ (Abb. 7.11). Mit steigendem Abfluss hingegen nimmt das Gleichgewichtsgefälle in der Aufweitung ab (Abb.

7.10). Für d = 5.5 mm (Abb. 7.9) sowie für Q = 1800 m^3/s (Abb. 7.10) fällt das Gleichgewichtsgefälle in der Aufweitung etwas geringer aus als im Kanal. Entsprechend wird Δz_b negativ. Diese beiden extrem gewählten Grössen führen je zu einer Parameterkombination, für die die Kanalbreite geringer ist als die 'optimale Breite'[5]. Entsprechend nimmt das Längsgefälle in der Aufweitung gegenüber dem im Kanal ab. Die kleine Korngrösse (d = 5.5 mm) und der Extremabfluss (Q = 1800 m^3/s) entsprechen nicht den Bedingungen in der Thur und sind nur als hypothetische Situation zu interpretieren.

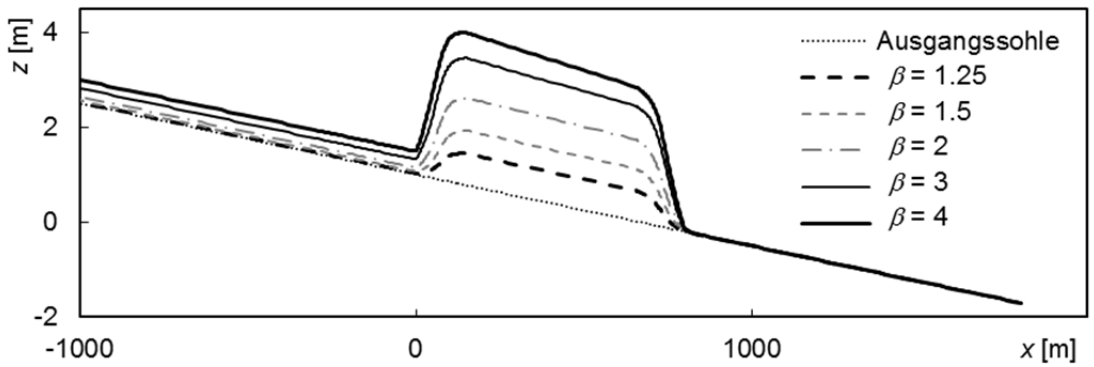


Abb. 7.8 Sohlenlängsprofil der Ausgangskonfiguration und des Gleichgewichtszustands für unterschiedliche β, abgeändert nach SAMELI (2012).

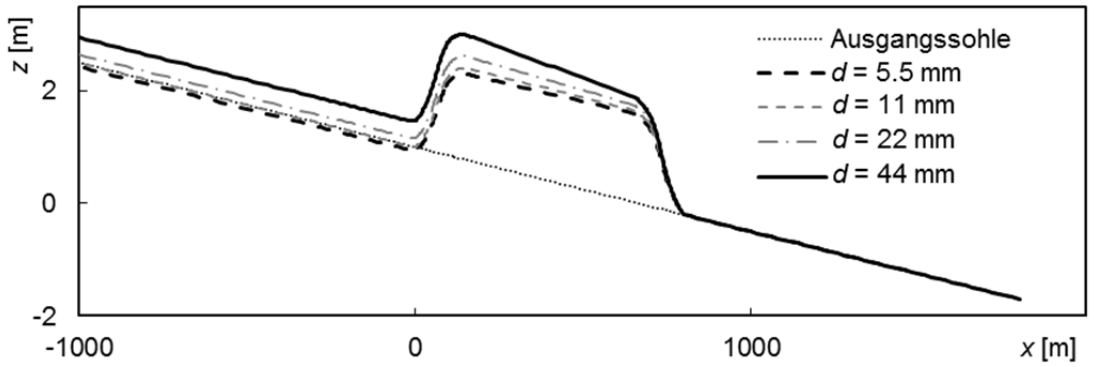


Abb. 7.9 Sohlenlängsprofil der Ausgangskonfiguration und des Gleichgewichtszustands für unterschiedliche d, abgeändert nach SAMELI (2012).

[5] Die 'optimale Breite' definiert die Breite der Flusssohle, bei der für einen bestimmten Abfluss bei einem bestimmten Gefälle die maximale Geschiebemenge transportiert werden kann.

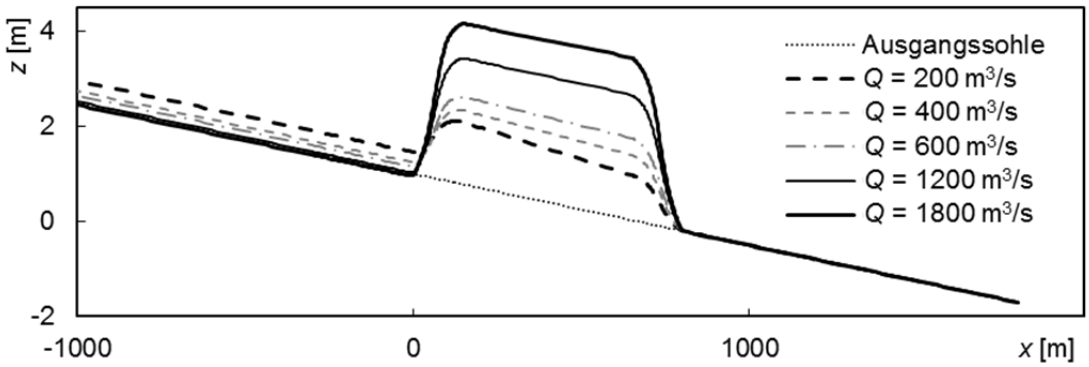


Abb. 7.10 Sohlenlängsprofil der Ausgangskonfiguration und des Gleichgewichtszustands für unterschiedliche Q, abgeändert nach SAMELI (2012).

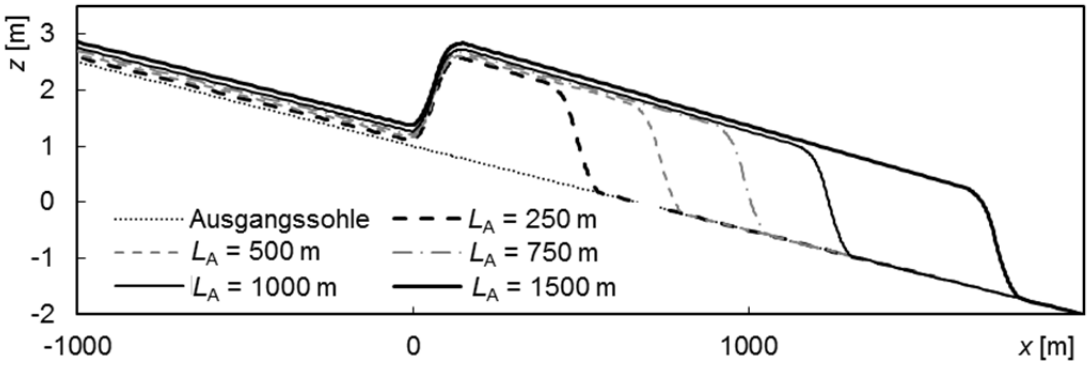


Abb. 7.11 Sohlenlängsprofil der Ausgangskonfiguration und des Gleichgewichtszustands für unterschiedliche L_A, abgeändert nach SAMELI (2012).

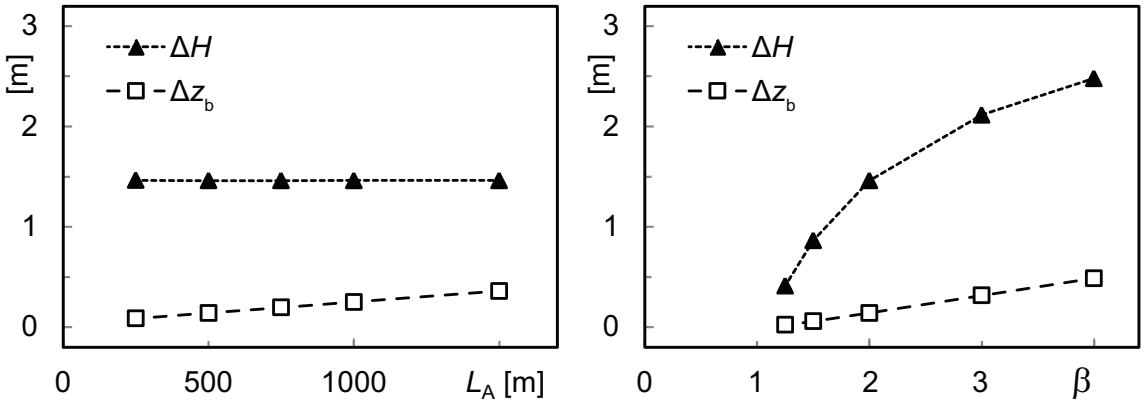


Abb. 7.12 Sohlenversatz ΔH und Sohlenanhebung Δz_b im Oberwasser in Abhängigkeit von L_A (links) und von β (rechts), abgeändert nach SAMELI (2012).

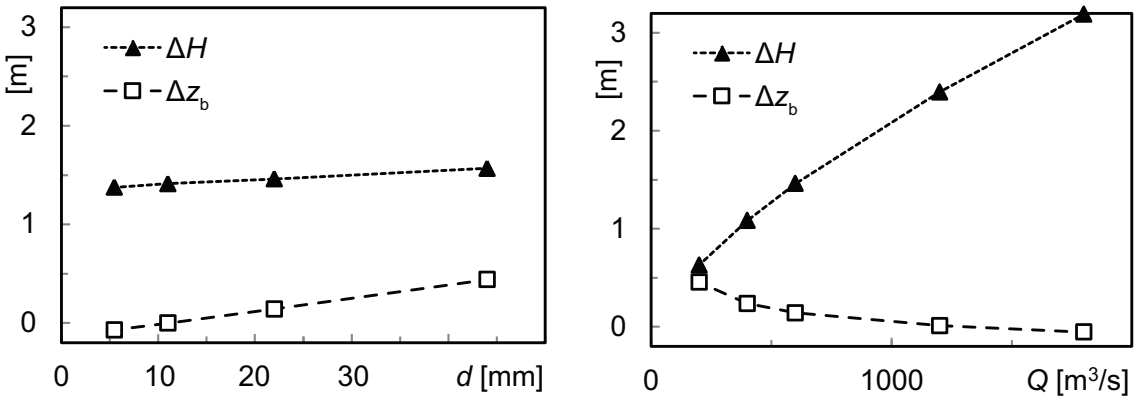


Abb. 7.13 Sohlenversatz ΔH und Sohlenanhebung Δz_b im Oberwasser in Abhängigkeit von d (links) und von Q (rechts), abgeändert nach SAMELI (2012).

7.5 Zeitliche Entwicklung der Sohlenveränderungen im OW und UW

Mit Referenzmodell A wurde die zeitliche Entwicklung des Längsprofils bestimmt und anhand der beiden Kolke im Oberwasser und Unterwasser für die Parameter der Ausgangskonfiguration dargestellt (Abb. 7.14). Der Kolk im Oberwasser erreicht nach $t = 48$ h eine maximale Tiefe von 0.34 m, der Kolk im Unterwasser nach $t = 71$ h eine maximale Tiefe von 1.9 m. Danach werden beide Kolke wieder verfüllt und die Sohle hebt sich im Unterwasser bis auf das Niveau der Ausgangssohle an, im Oberwasser liegt die Sohle im Gleichgewichtszustand um Δz_b über der Ausgangssohle. Um die Zeitverhältnisse mit stationärem Abfluss besser einordnen zu können, ist in Abb. 7.15 mit dem ca. 4-jährlichen Hochwasser im April 2008 eine typische Hochwasserganglinie für die Thur bei Andelfingen abgebildet. Die Abflussspitze betrug 674 m^3/s, wobei die Abflüsse nur während 7 h grösser als 600 m^3/s und nur während 43 h grösser als 200 m^3/s waren. Um eine ähnliche, oben erwähnte stationäre Belastungsdauer bis zum Erreichen der maximalen Kolktiefen zu erreichen, sind demnach mehrere grössere Hochwasserereignisse nötig.

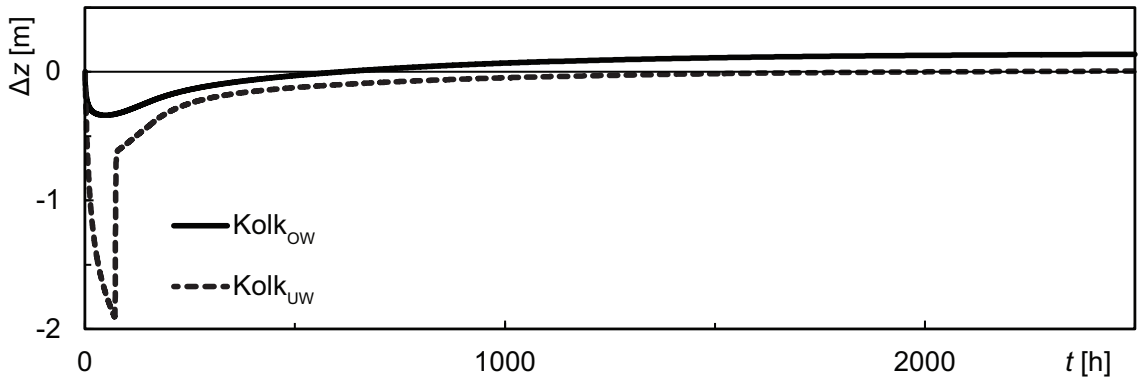


Abb. 7.14 Zeitliche Entwicklung der maximalen Kolktiefe im Ober- und Unterwasser für die Ausgangskonfiguration gemäss Tab. 7.1, abgeändert nach SAMELI (2012).

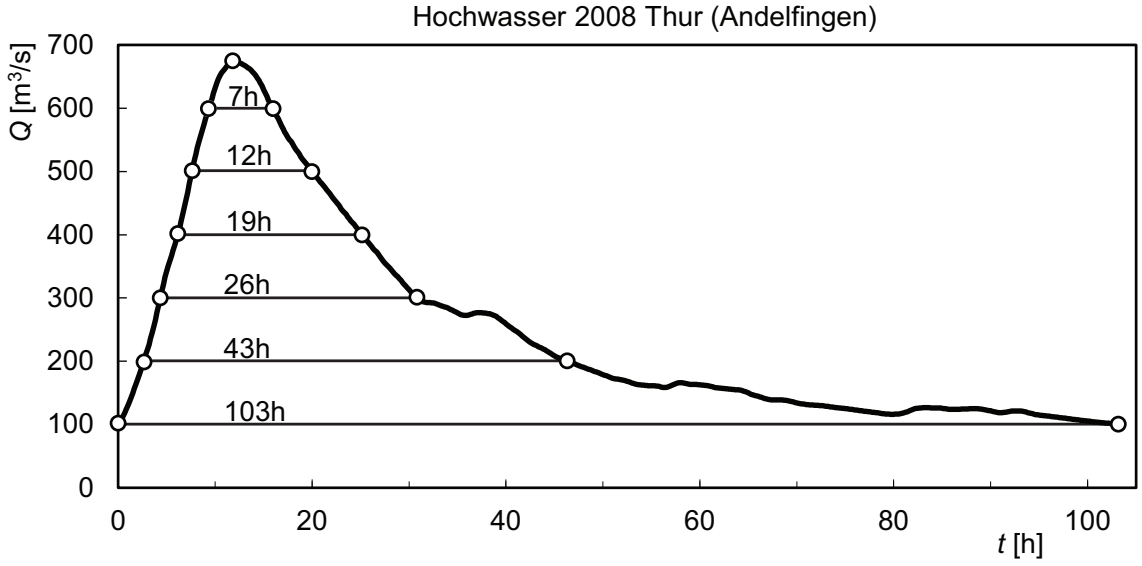


Abb. 7.15 Hochwasserabfluss April 2008 in der Thur (Messstation Andelfingen) für $Q > 100$ m³/s und Überschreitungsdauer für bestimmte Abflüsse.

Die maximalen Tiefen der Kolke im Ober- und Unterwasser und der Zeitpunkt des jeweiligen Erreichens dieses Maximums sind in Abb. 7.16 und Abb. 7.17 für die unterschiedlichen Parametervariationen dargestellt. Darin ist auf der Abszisse der variable Parameter, auf der linken Ordinate die maximale Kolktiefe und auf der rechten Ordinate der Zeitpunkt des Erreichens aufgetragen.

Q hat auf den UW-Kolk einen grossen Einfluss. Mit zunehmendem Abfluss nimmt die maximale Tiefe linear zu, der Auftretenszeitpunkt jedoch exponentiell ab. Dies hat damit zu tun, dass zu Beginn sämtliches in die Aufweitung eingetragenes Material dort aufgelandet wird. Entsprechend ist der Abfluss in den UW-Kanal geschiebefrei und hat grosses Erosionspotential. Dies gilt für alle Abflüsse, weshalb die Erosionstiefe mit dem

Abfluss stark zunimmt. Sobald die fortschreitende Ablagerungsfront in der Aufweitung die Verengung erreicht, ist die maximale Kolktiefe im Unterwasser erreicht und der Kolk wird wieder verfüllt. Dieser Zeitpunkt wird umso rascher erreicht, je grösser der Abfluss und entsprechend schneller die Geschiebefront fortschreitet. Die maximale Tiefe und der Auftretenszeitpunkt des Oberwasserkolks sind nur schwach von Q abhängig, da der Abfluss jeweils immer mit Geschiebe gesättigt ist und das Erosionspotential entsprechend nur geringfügig schwankt.

Der OW-Kolk reagiert nur geringfügig auf d. Eine deutliche Abhängigkeit von d hingegen ist beim UW-Kolk erkennbar. Mit kleineren Korndurchmessern nimmt die Kolktiefe zu, weil der Erosionswiderstand kleiner wird. Für $d = 5.5$ mm nimmt die maximale Kolktiefe wieder leicht ab, da die Geschiebefront in der Aufweitung das untere Ende sehr schnell erreicht und dadurch die Kolkbildung vorzeitig abgebrochen wird. Der Zeitpunkt des maximalen Kolks wird mit gröberem Material erheblich verzögert, da sich das Längsgefälle in der Aufweitung vergrössert und folglich die Geschiebefront langsamer fortschreitet.

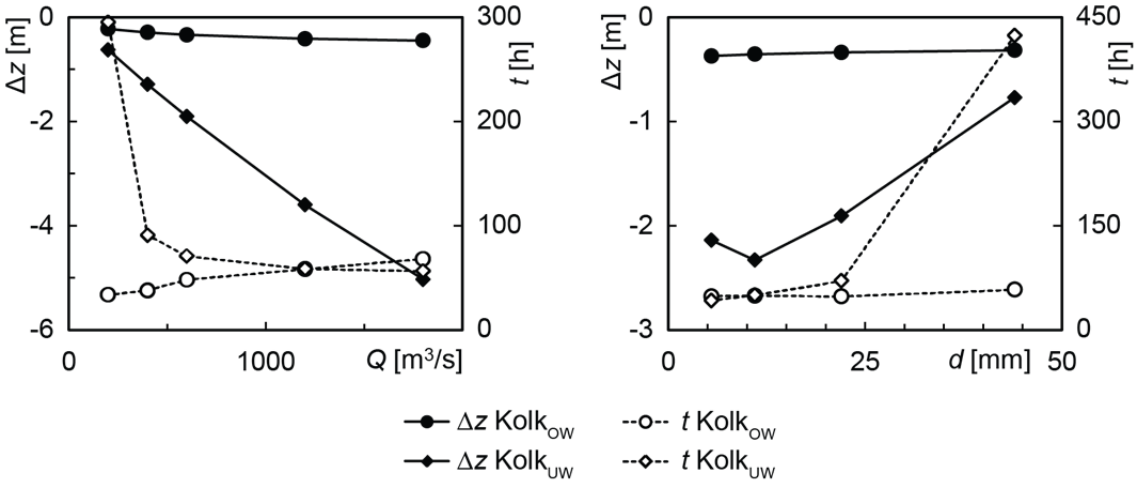


Abb. 7.16 In Abhängigkeit von Q (links) und d (rechts) sind für die Kolke im OW und UW die maximale Tiefe Δz und der Zeitpunkt des jeweiligen Erreichens dieses Maximums aufgetragen (Bezeichnung 't Kolk'), abgeändert nach SAMELI (2012).

Die Breite der Aufweitung beeinflusst beide Kolke. Je breiter die Aufweitung ist, desto tiefer sind die Kolke und desto später ist der Zeitpunkt des Maximums. Eine breitere Aufweitung führt im Oberwasser zu einer ausgeprägteren Senkkurve und damit stärkeren Kolkbildung und in der Aufweitung zu einer langsamer fortschreitenden Geschiebefront und entsprechend längeren und tieferen Kolkbildung im Unterwasser.

Die Länge der Aufweitung beeinflusst die beiden Kolke unterschiedlich. Eine längere Aufweitung führt im Unterwasser zu tieferer und späterer maximalen Kolkbildung, da die Geschiebefront in der Aufweitung mit längerer Distanz mehr Zeit benötigt, um das untere Ende zu erreichen. Der Wasserspiegel am oberen Ende einer Aufweitung wird in einer kurzen Aufweitung stärker vom unteren Ende beeinflusst als in einer langen Aufweitung (Staukurve). Entsprechend liegt der Wasserspiegel in langen Aufweitungen am oberen Ende tiefer. Die Differenz zum Wasserspiegel im Oberwasser wird grösser, die Senkkurve ausgeprägter und der Kolk tiefer.

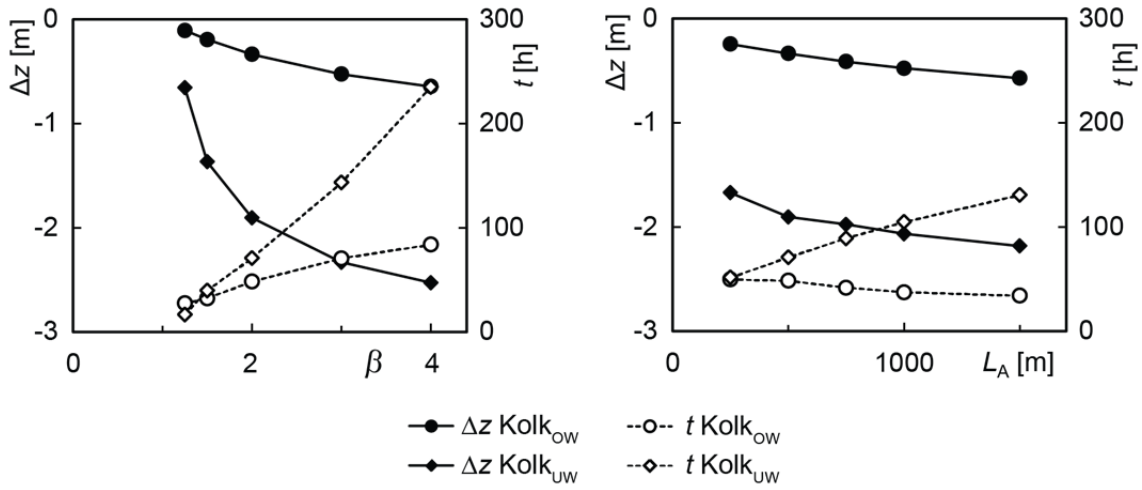


Abb. 7.17 In Abhängigkeit von β (links) und L_A (rechts) sind für die Kolke im OW und UW die maximale Tiefe Δz und der Zeitpunkt des jeweiligen Erreichens dieses Maximums aufgetragen (Bezeichnung 't Kolk'), abgeändert nach SAMELI (2012).

7.6 Reduktion des Geschiebeeintrags (Geschiebedefizit)

Mit Referenzmodell A wird ausgehend von der Ausgangskonfiguration (Tab. 7.1) ein Geschiebedefizit modelliert, indem der Geschiebeeintrag um einen gewissen Prozentsatz der ursprünglichen Geschiebetransportkapazität reduziert wird. Dadurch wird das Gefälle sowohl im Kanal als auch in der Aufweitung reduziert. Das Längsprofil der Sohle rotiert um den unteren Fixpunkt und endet in einem neuen, an den reduzierten Geschiebeeintrag angepassten Gleichgewicht. In Abb. 7.18 sind die Längsprofile der Ausgangssohle und der Gleichgewichtssohle mit und ohne Aufweitung für ein Geschiebedefizit von 50% dargestellt. Mit Aufweitung wird die Sohle im Oberwasser gegenüber der Situation ohne Aufweitung um einen Betrag angehoben, der sich aus der Gefäl-

ledifferenz zwischen Kanal und Aufweitung und multipliziert mit der Aufweitungslänge ergibt.

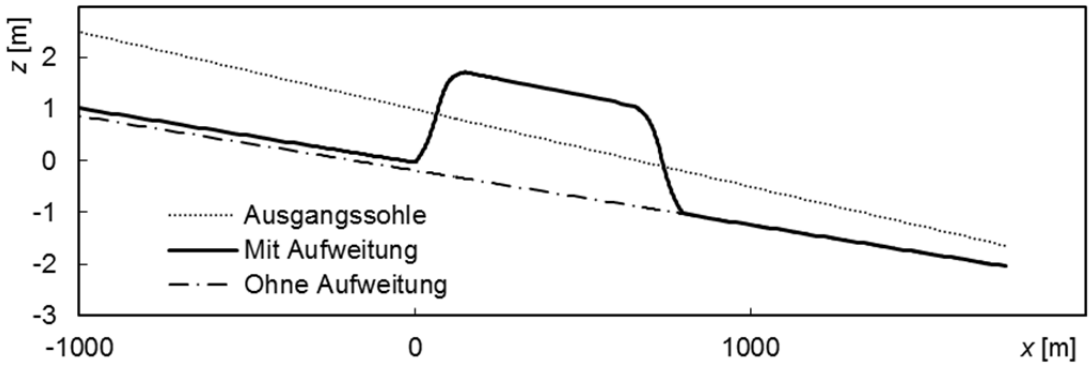


Abb. 7.18 Längsprofile der Ausgangssohle und der Gleichgewichtssohle mit und ohne Aufweitung unter Annahme eines Geschiebedefizits von 50%, abgeändert nach SAMELI (2012).

Für unterschiedliche Geschiebedefizite ist in Abb. 7.19 der Sohlenversatz aufgetragen. Mit grösserem Geschiebedefizit nimmt der Sohlenversatz zu. Diese Zunahme steht im Zusammenhang mit den angepassten Gefälleverhältnissen. Durch die Reduktion des Geschiebeeintrags nehmen die Längsgefälle im Kanal und der Aufweitung ab, jedoch unterschiedlich stark. Das Gefälle im Kanal reagiert stärker auf den Geschieberückgang als jenes in der Aufweitung. Entsprechend vergrössern sich die Gefälledifferenz und dementsprechend auch der Sohlenversatz ΔH.

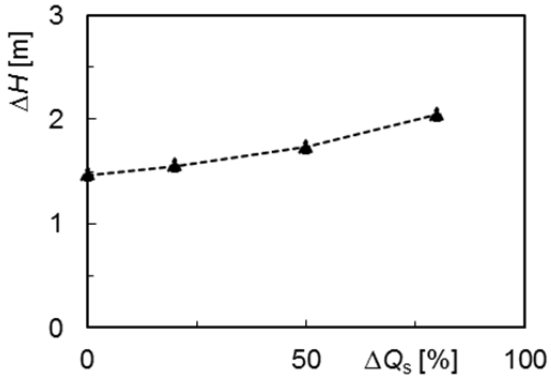


Abb. 7.19 Sohlenversatz in Abhängigkeit des Geschiebedefizits, abgeändert nach SAMELI (2012).

Die Aussagekraft obiger Untersuchungen wird durch starre Randbedingungen stark beeinträchtigt. Das Sedimentdepot im Oberwasser und die Entfernung des unteren Fixpunkts z. B. spielen eine wesentliche Rolle für den zeitlichen Ablauf der Prozesse.

Weiter beeinflussen sich die Parameter Q, Q_s, d und β gegenseitig, so dass die Variation eines einzelnen Parameters nur bedingt aussagekräftig ist. Das Resultat ist immer auch von den absoluten Grössen der übrigen Parameter abhängig. Die hier vorgestellten Diagramme geben die Tendenzen immer bezogen auf eine bestimmte Parameterkombination an.

7.7 Stationärer Abfluss als vereinfachte Annahme

Mit dem Referenzmodell B wird die Entwicklung der mittleren Sohle infolge einer Aufweitung für die instationäre Abflussganglinie $Q_{(2000\text{-}2009)}$ und für stationäre Abflüsse unterschiedlicher Jährlichkeit verglichen (Tab. 7.4). Es stellt sich die Frage, inwieweit die Berücksichtigung des instationären Abflusses für die Entwicklung des mittleren Sohlenlängsprofils entscheidend ist oder dieser vereinfachend durch einen stationären Abfluss ersetzt werden kann. Für Handrechnungen zur Prognostizierung von Veränderungen im Flussbau ist es üblich, einen massgebenden, stationären Abfluss anzunehmen, einen so genannten bettbildenden Abfluss. BEZZOLA (2013) empfiehlt für unverbaute Gerinne mit natürlichen Ufern als Grössenordnung den 2- bis 5-jährlichen Abfluss.

In der folgenden Betrachtung bezieht sich die Hydrologie auf die Abflussmessstation bei Andelfingen in der Thur. Die stationären Modellierungen werden abgebrochen, sobald ein Gleichgewichtszustand erreicht ist, wobei 99% der am oberen Rand eingetragenen Geschieberate den Perimeter über den unteren Rand verlässt. Das mittlere Längsgefälle in der Aufweitung verändert sich dann kaum mehr. Für das Simulationsbeispiel mit einem HQ_5 ist in Abb. 7.20 der Verlauf des prozentualen Geschiebeaustrags gegenüber dem Geschiebeeintrag in Abhängigkeit der Zeit dargestellt.

Tab. 7.4 Zusammenstellung der Abflüsse, Simulationsdauer, Endgefälle in der Aufweitung und Geschiebetransportkapazität im Gleichgewichtszustand.

	Bezeichnung	Q	Simulations-zeit	J_A	$Q_{S,Ein}$
Instationär	1 Zyklus	1 $Q_{(2002\text{-}2009)}$	237 d	2.14 ‰	var.
	2 Zyklen	2 $Q_{(2002\text{-}2009)}$	474 d	2.16 ‰	var.
	3 Zyklen	3 $Q_{(2002\text{-}2009)}$	711 d	2.19 ‰	var.
	4 Zyklen	4 $Q_{(2002\text{-}2009)}$	948 d	2.20 ‰	var.
	5 Zyklen	5 $Q_{(2002\text{-}2009)}$	1185 d	2.20 ‰	var.
Stationär	H$Q_{(2002)}$	872 m³/s	267 d	1.61 ‰	0.097 m³/s
	HQ_5	721 m³/s	264 d	1.71 ‰	0.082 m³/s
	HQ_2	562 m³/s	240 d	1.84 ‰	0.064 m³/s
	HQ_1	230 m³/s	1131 d	2.22 ‰	0.016 m³/s

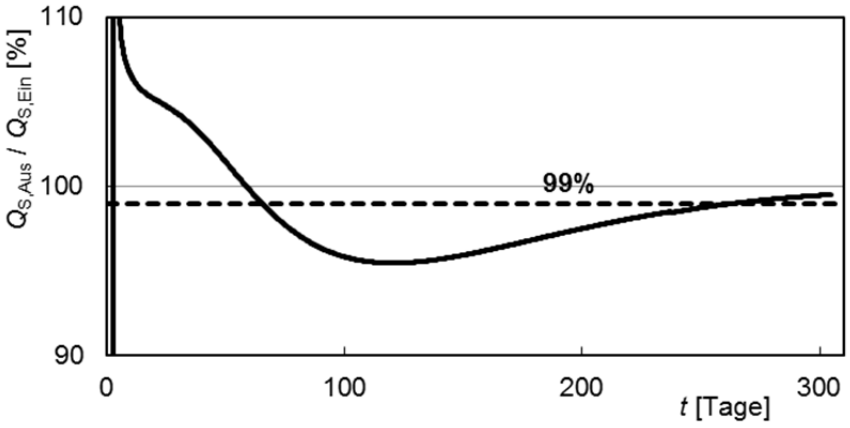


Abb. 7.20 Prozentuales Verhältnis zwischen Geschiebeein- und Geschiebeaustrag für die stationäre Modellierung von HQ_5 in Abhängigkeit der Zeit.

Die mittleren Längsprofile der Sohle für die Gleichgewichtszustände der stationären Simulationen und für den Zustand nach fünf instationären Abflusszyklen sind in Abb. 7.21 einander gegenübergestellt. Die Längsprofile unterscheiden sich im mittleren Längsgefälle in der Aufweitung und in der Lage gegenüber dem Ausgangszustand im Ober- sowie im Unterwasser (Tab. 7.4). Nach dem ersten instationären Abflusszyklus hat die Sohle nahezu den Gleichgewichtszustand erreicht. Das Längsgefälle in der Aufweitung beträgt 2.14‰ und liegt nur wenig unter dem Gleichgewichtsgefälle von 2.20‰. Letzteres wird nach vier Abflusszyklen und einer Simulationsdauer von 948 Tagen erreicht. Mit einem stationären Abfluss HQ_1 wird nach 1131 Tagen ein ähnliches Längsprofil wie mit der instationären Abflussganglinie erreicht. Alle übrigen stationären Abflüsse mit $Q >$ HQ_1 unterschätzen das mittlere Längsgefälle in der Aufweitung und entsprechend die Niveaudifferenz zwischen Ober- und Unterwasser. Mit dem HQ_1 wird die Sohle gegenüber der Ausgangssohle analog zum instationären Abfluss im Oberwas-

ser angehoben und im Unterwasser abgesenkt. Mit dem stationären H$Q_{(2002)}$ hingegen stellt sich in der Aufweitung sogar ein flacheres Längsgefälle als im Kanal ein und entsprechend wird die Niveaudifferenz zwischen Ober- und Unterwasser negativ und führt zu einer Absenkung der Sohle im Oberwasser.

Unterschiedliche stationäre Abflüsse führen zu unterschiedlichen Längsgefällen in der Aufweitung. Dies wurde auch mit dem Referenzmodell A in Abschnitt 7.4 gezeigt (vgl. Abb. 7.10). Dort hingegen verändert sich die Sohlenlage im Unterwasser gegenüber dem Ausgangszustand nicht, da die Distanz zum unteren Rand (1 km) deutlich geringer ist als im Referenzmodell B (11 km) und die Zwängung durch die untere Randbedingung deshalb stärker ausfällt. Zudem bleibt dort mit dem Referenzmodell A das Längsgefälle im Kanal für alle Abflüsse gleich, da mit der Geschiebe-Randbedingung 'transport capacity' am oberen Rand genau diese Bedingung vorgegeben wird (Abschnitt 7.4). Ist die Kanalbreite grösser als die 'optimale Breite', wie dies in natürlichen Gewässern üblicherweise der Fall ist, so führt eine Gerinneverbreiterung bei unverändertem Q und Q_S zu einer Vergrösserung des Längsgefälles J_A. Je nach Abfluss und Einfluss des Doppeltrapezprofils kann es sein, dass sich die 'optimale Breite' der vorgegebenen Kanalbreite annähert oder sogar grösser wird. Einen weiteren Einfluss auf das Gefälle in der Aufweitung haben die Berücksichtigung der Sohlen- und Bankformen in der Aufweitung (führen zu einem grösseren Längsgefälle) und der in der Aufweitung reduzierte Shieldsparameter $\theta_{cr,A}$ (führt zu einer Reduktion des Längsgefälles). All diese Einflüsse führen dazu, dass in diesem Simulationsbeispiel mit grösserem Abfluss das Längsgefälle in der Aufweitung abnimmt und mit H$Q_{(2002)}$ sogar geringer als im Kanal ausfällt. Um die Sohlenveränderung aufgrund der mehrjährigen effektiv gemessenen Abflussganglinie $Q_{(2002\text{-}2009)}$ abzubilden, eignet sich in diesem Simulationsbeispiel der Spitzenabfluss eines 1-jährlichen Hochwasserereignisses HQ_1 am besten.

Die oben erwähnten Einflüsse auf die Längsgefälle und insbesondere der Einfluss des Doppeltrapezprofils spielen bei instationären Abflüssen eine massgebende Rolle. Entsprechend sollten Prognosesimulationen auf instationären Abflüssen basieren. Diese können aus effektiv gemessenen Zeitreihen bestehen oder aus einer Aneinanderreihung charakteristischer Hochwasserganglinien mit unterschiedlichen Abflussspitzen.

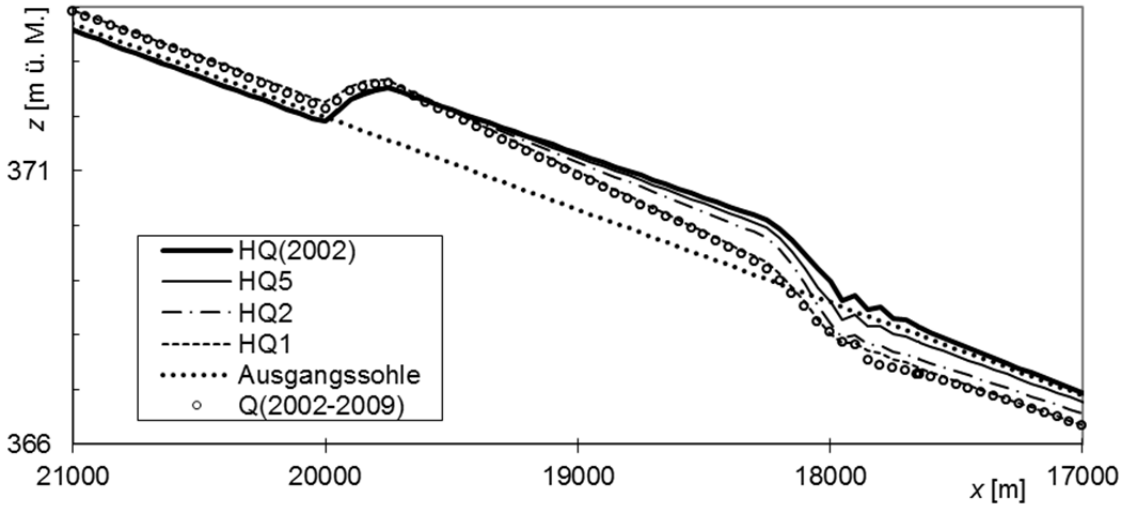


Abb. 7.21 Mittleres Längsprofil mit einer Aufweitung im Gleichgewichtszustand für die instationäre Abflussganglinie $Q_{(2002\text{-}2009)}$ und für unterschiedliche stationäre Abflüsse.

7.8 Sohlschwelle mit lokaler Aufweitung ersetzen

Mit dem Referenzmodell B werden vereinfachte Fälle mit und ohne Schwelle im Kanal und in Kombination mit einer Aufweitung simuliert. Fixe Absturzbauwerke sollen wo möglich zu Gunsten der Durchgängigkeit für Lebewesen entfernt werden. Dient ein bestehendes Absturzbauwerk als Erosionsschutz der Flusssohle, muss diese stabilisierende Funktion durch eine andere Massnahme ersetzt werden. Im Idealfall gelingt es, die stabilisierende Wirkung mit einer lokalen Flussaufweitung zu gewährleisten (vgl. Abschnitt 2.3). Wenn sich das Längsgefälle in einer Aufweitung steiler einstellt als das mittlere Kanalgefälle, dann wird über die Länge der Aufweitung eine grössere Höhendifferenz überwunden als mit dem Kanal. Ist die Aufweitung genügend lang, so sollte mit der dadurch gewonnenen Höhendifferenz die Absturzhöhe der Schwelle kompensiert werden können.

Bei x = 17.654 km wird ein 1 m hoher Absturz in der Sohle eingebaut (Abb. 7.22). In Anlehnung an die Thur weist die Ausgangssohle ober- und unterstrom davon ein Gefälle von 1.7‰ auf. Böschung und Vorländer verlaufen kontinuierlich und ohne Stufe mit einem Gefälle von 1.7‰ oberstrom und von 1.8‰ unterstrom der Schwelle; der Absturz beschränkt sich auf die Sohle. Entsprechend ist das Hauptgerinne unterstrom der Schwelle stärker eingetieft als oberstrom. Der Geschiebeeintrag am oberen Rand entspricht der Transportkapazität für den modellierten Abfluss. Die Simulationen werden

mit Einkornmaterial durchgeführt und berücksichtigen keine Sortierprozesse, die zu einer temporären Selbststabilisierung der Sohle führen könnten.

Folgende vier Fälle werden betrachtet:

(A) Kanal mit Schwelle

Vergleichbar mit der Situation in der Thur nach dem Bau der Schwelle 1978.

(B) Kanal nach Entfernung der Schwelle

Wie würde die mittlere Sohle reagieren, wenn ohne weitere Massnahme die Schwelle entfernt würde?

(C) Aufweitung mit Schwelle

Vergleichbar mit der Situation in der Thur nach dem Bau der Aufweitung. Wie reagiert die mittlere Sohle mit einer Aufweitung, die oberstrom der Schwelle gebaut wird?

(D) Aufweitung mit gleichzeitiger Entfernung der Schwelle

Wie würde sich die Sohle verhalten, wenn die Schwelle entfernt und oberstrom eine Aufweitung als Ersatzmassnahme gebaut würde?

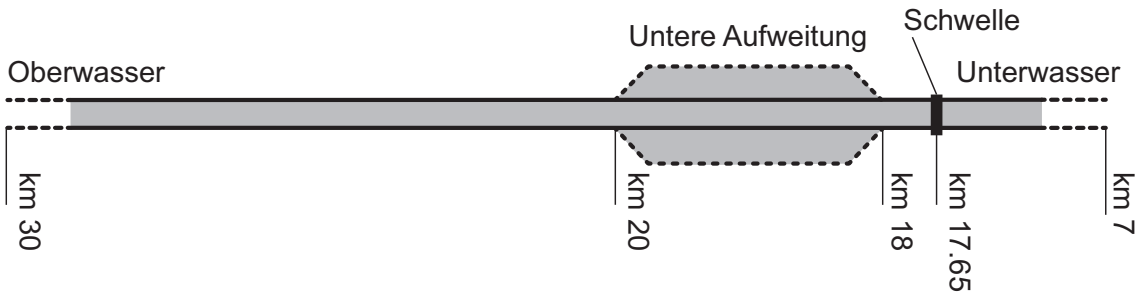


Abb. 7.22 Grundrissskizze der Modellgeometrie zur Untersuchung der Bedeutung der Sohlschwelle.

(A) Kanal mit Schwelle

Über dem Absturzbauwerk stellt sich bei grösseren, geschiebewirksamen Abflüssen ein hydraulisch unvollkommener Überfall ein. Der Durchgang eines Abflusszyklus führt unmittelbar oberhalb der Schwelle und auch über mehrere Kilometer stromaufwärts zu einer Sohlenabsenkung von bis zu 0.45 m (Abb. 7.23). Diese Eintiefung ist auf den sogenannten Schwellenversatz unmittelbar oberstrom der Schwelle zurückzuführen. Der Schwellenversatz ist die Höhendifferenz zwischen der effektiven Sohlenlage, die sich oberstrom der Schwelle einstellt und der Schwellenkrone, wobei die Sohle oberhalb der

Schwelle in der Regel auf einer tieferen Kote als die Schwellenkrone liegt (SCHÄLCHLI 2005). Die Höhe des Schwellenversatzes kann je nach Abfluss und Überfallcharakteristik variieren. Unterhalb der Schwelle landet die Sohle um bis zu 0.45 m auf. Bei unvollkommenem Überfall gleichen sich die Sohlenlagen ober- und unterhalb der Schwelle an. Gegen den oberen und unteren Rand hin gleicht sich die Sohle wieder der Ausgangssohle an. Die Prozesse laufen trotz instationärer Ganglinie relativ kontinuierlich ab. Die Hochwasserspitzen führen nicht zu bedeutenden, temporären Sohlenveränderungen.

Die modellierte Situation weist Ähnlichkeiten zur Situation in der Thur in den Jahren nach dem Bau der Zürcher Schwelle von 1978 auf. Oberstrom der Schwelle führen die modellierten Prozesse zu ähnlichen Sohlenveränderungen wie auch in Natur vermessen wurden. Gemäss FLUSSBAU AG (2005) senkte sich die mittlere Sohle in der Thur oberstrom der Zürcher Schwelle vor dem Bau der Aufweitungen um bis zu 0.4 m ab (vgl. auch Abb. 6.4a). Die Verhältnisse unterstrom der Schwelle können nicht direkt mit der Thur verglichen werden, da die Absturzhöhe im Modell mit 1 m deutlich grösser gewählt ist als in der Thur mit 0.4 m vermessen wurde (FLUSSBAU AG 2005) und da die Querprofilform unterstrom der Schwelle in Natur von einem Doppeltrapezprofil in ein Trapezprofil übergeht, im Modell hingegen das Doppeltrapezprofil beibehalten und das Hauptgerinne stärker eingetieft wird. Zudem wurde die Entwicklung der Sohle unterstrom der Schwelle in der Thur durch unterschiedliche Baggerungen beeinflusst (FLUSSBAU AG 2005). Tendenziell wurde die Sohle unterstrom der Schwelle abgesenkt. Es liegen aber nur wenige einheitliche Vermessungen vor, die den Flussabschnitt ober- und unterhalb der Schwelle zur gleichen Zeit dokumentieren.

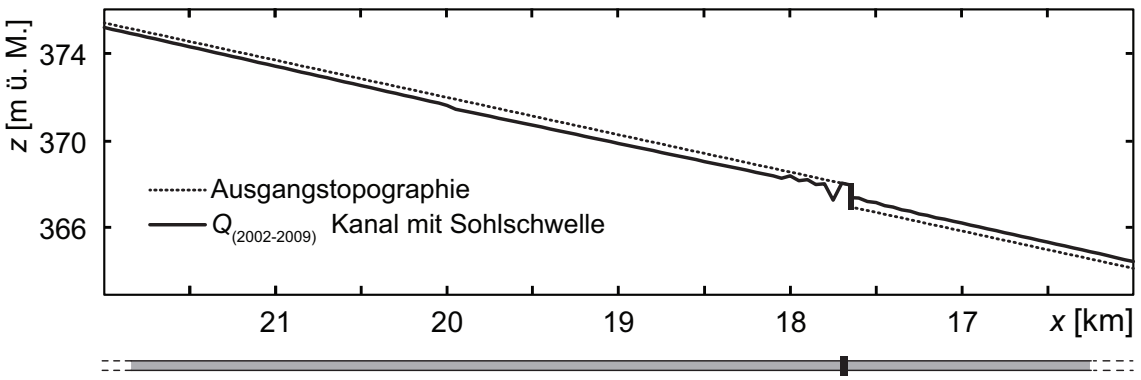


Abb. 7.23 Längsprofil der Sohle im Ausgangszustand und nach einem Abflusszyklus $Q_{(2002\text{-}2009)}$ im Kanal mit Sohlschwelle.

(B) Kanal nach Entfernung der Schwelle

Wird im Kanal die Sohlschwelle entfernt, ohne die stabilisierende Wirkung durch eine andere Massnahme zu ersetzen, führt dies am Ende eines Abflusszyklus zur mittleren Sohlenlage in Abb. 7.24. Gegenüber der Modellierung mit Schwelle unterscheidet sich das mittlere Längsprofil nach Entfernung der Schwelle nur darin, dass der Absatz bei x = 17.650 km ausgeebnet wird, und dass die Sohle oberstrom davon bis zu 0.55 m erodiert und unterstrom davon bis zu 0.58 m aufgelandet wird.

Nach Entfernung der 1 m hohen Sohlschwelle tieft sich die Sohle in diesem Simulationsbeispiel im Oberwasser im Vergleich zur Situation mit bestehender Sohlschwelle zusätzlich maximal um 0.1 m resp. bei x = 22.0 km um 0.07 m ein. Demnach hätte eine Entfernung der Schwelle nur geringfügige Auswirkungen auf das übergeordnete Längsprofile der mittleren Sohle. In Kombination mit einer Erhöhung des Geschiebeeintrags dürften die Erosionen im Oberwasser infolge Schwellenentfernung noch geringer ausfallen oder sogar ausbleiben. Wird die Sohle unterhalb des Schwellenquerschnitts nicht wie in diesem Beispiel angehoben, pendelt sich die Sohle auch oberstrom auf einem tieferen Niveau ein. Ohne Schwelle ist die Sohlenlage im Oberwasser stark vom Verhalten im Unterwasser geprägt.

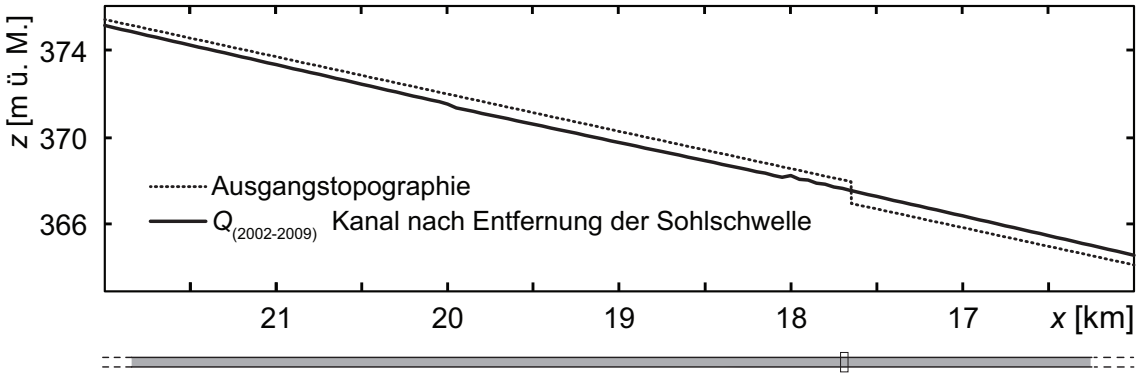


Abb. 7.24 Längsprofil der Sohle im Ausgangszustand und nach einem Abflusszyklus $Q_{(2002\text{-}2009)}$ im Kanal nach Entfernung der Sohlschwelle.

(C) Aufweitung mit Schwelle

In diesem Simulationsbeispiel wird eine lokale Aufweitung realisiert, wobei die bestehende Sohlschwelle unterstrom davon beibehalten wird.

Die mittlere Sohlenlage im Modell verändert sich durch einen instationären Abflusszyklus wie in Abb. 7.25 dargestellt. Die Sohle zwischen der Aufweitung und der Schwelle wird erodiert. Diese Erosionen variieren stark mit dem momentanen Abfluss. Am Ende

eines Abflusszyklus betragen die Erosionen gegenüber der Ausgangssohle bis zu 0.87 m und lokal bis zu 1.9 m, wobei letztere auf eine Instabilität im numerischen Modell zurück zu führen sind. Die lokale Eintiefung ist grösser als der Schwellenversatz in Abb. 7.23 und ist deshalb auf eine Überlagerung des Schwellenversatzes und des lokalen Kolks infolge der Aufweitung zurückzuführen. Mit dem steileren Längsgefälle in der Aufweitung wird die Sohle im Oberwasser gegenüber der Ausgangssohle um bis zu 0.17 m angehoben. Unterhalb der Schwelle bildet sich ein Kolk von 1.6 m Tiefe, der nach einigen Kilometern stromabwärts ausläuft.

Für die Interpretation der Resultate sollen erneut die Längsprofile in der Aufweitung Altikon beigezogen werden. In der Thur wurden nach dem Bau der Aufweitung ebenfalls grössere Erosionen zwischen der Aufweitung und der Schwelle gemessen (vgl. in Abb. 6.4a die Veränderung zwischen 1989 und 2002 resp. 2005). In VAW (2007) werden die Erosionen in diesem Bereich für den Zeitraum zwischen 1990 und 2002 auf rund 1 m beziffert. Unterstrom der Schwelle wurde die Sohle in der Thur tendenziell erodiert, aber nicht derart stark wie in der numerischen Modellierung (vgl. Fall (A), Seite 191). Die Sohle oberhalb der Aufweitung bei Altikon (20 km < x < 21 km) tiefte sich nach der Realisierung der Aufweitung stark ein. Gemäss VAW (2007) betrug die Eintiefung gegenüber der Ausgangssohle ca. 0.8 m, fast gleich viel wie unterhalb der Aufweitung. Zu derartigen Erosionen kommt es im vorliegenden Simulationsbeispiel nicht.

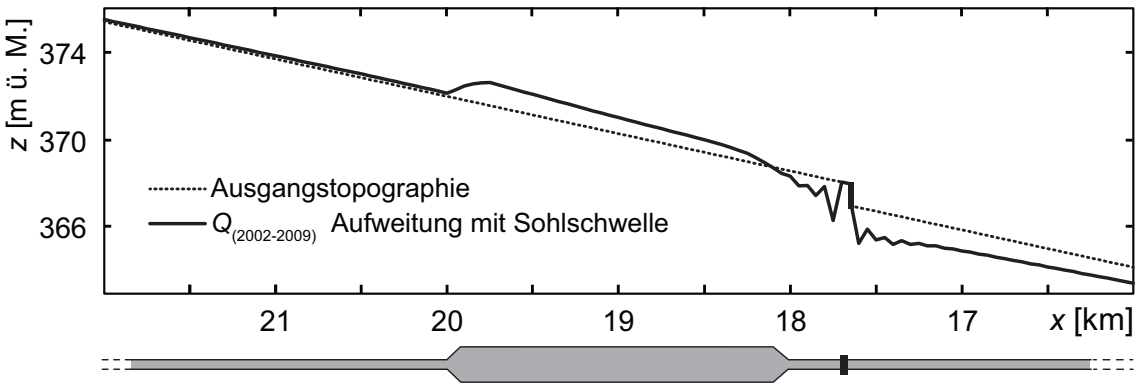


Abb. 7.25 Längsprofil der Sohle im Ausgangszustand und nach einem Abflusszyklus $Q_{(2002\text{-}2009)}$ mit Aufweitung und Sohlschwelle.

Das unterschiedliche Verhalten zwischen Fall (C) und der Aufweitung Altikon ist auf die unterschiedlichen Längsgefälle in der Aufweitung zurück zu führen. Mit dem instationären Abflusszyklus stellt sich in diesem Simulationsbeispiel ein deutlich steileres Längsgefälle in der Aufweitung ein als im Kanal. Dies entspricht nicht den Beobach-

tungen in der Aufweitung bei Altikon an der Thur. In VAW (2007) wird das mittlere Längsgefälle der oberen Aufweitung für die Vermessung 2005 mit 1.9% angegeben und damit um lediglich 0.2‰ steiler als das mittlere Kanalgefälle. Wird das Gefälle aber über die ganze Aufweitungsstrecke mit beiden Aufweitungen bestimmt, vom Beginn der oberen Erweiterung bis zum Ende der unteren Verengung, so resultiert ein Gefälle von 1.65‰, unwesentlich kleiner als das mittlere Kanalgefälle. Dadurch wird keine Niveaudifferenz überwunden und eine Erosion am unteren Ende der Aufweitung setzt sich entsprechend auch oberhalb der Aufweitung fort. Die Ursache für die unterschiedlichen Längsgefälle liegt in der Geometrie. In diesem Simulationsbeispiel entspricht die Breite der Aufweitung der maximalen Breite in Natur. Diese wird nach einer kurzen Erweiterungsstrecke erreicht und bleibt bis zum Beginn der Verengung konstant. In Natur hingegen ist die Erweiterungs- und Verengungslänge grösser. Die maximale Breite besteht nur über einen kurzen Abschnitt, im Übrigen variiert die Breite stark. Daraus resultiert in der Aufweitung in Natur kein durchgehendes und konstantes Längsgefälle wie im vereinfachten Simulationsbeispiel.

Durch Anpassung des Abflusses sollen mit dem vorliegenden Simulationsbeispiel ähnliche Gefälleverhältnisse erzeugt werden, wie sie in der Aufweitung Altikon gemessen wurden. Das Längsgefälle in der Aufweitung soll ähnlich wie jenes im Kanal sein. Wie aus Abschnitt 7.7 und Abb. 7.21 hervorgeht, kann dies in diesem Simulationsbeispiel mit einem stationären Abfluss HQ_5 erreicht werden. Das resultierende Längsprofil der mittleren Sohlenlage im Gleichgewichtszustand ist in Abb. 7.26 dargestellt. Die Sohle zwischen der Aufweitung und der Sohlschwelle wurde eingetieft. Da das Längsgefälle in der Aufweitung etwa gleich wie im Kanal ist, wird zwischen ober- und unterhalb der Aufweitung keine Niveaudifferenz überwunden und eine Erosion am unteren Ende der Aufweitung setzt sich entsprechend auch oberhalb der Aufweitung fort. Die Erosionstiefe oberhalb der Aufweitung beträgt ca. 0.26 m.

Mit dem stationären HQ_5 in diesem Simulationsbeispiel verhält sich die Sohle grundsätzlich ähnlich zum beobachteten Verhalten der Sohle in der Thur (vgl. Abb. 6.4a). Unterhalb der Verengung der Aufweitung wird die Sohle trotz Schwelle eingetieft. Diese Eintiefung bleibt bestehen und ist wiederum auf eine Überlagerung des Verengungskolkes und des Schwellenversatzes zurückzuführen. Da sich das Längsgefälle in der Aufweitung nicht vom mittleren Kanalgefälle unterscheidet, setzt sich die Eintiefung auch oberhalb der Aufweitung fort.

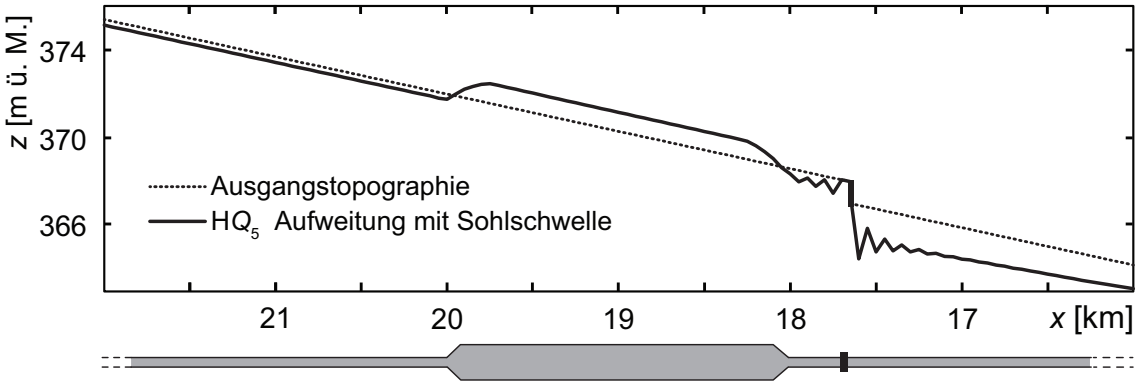


Abb. 7.26 Längsprofil der Sohle im Ausgangszustand und nach stationärem Abfluss HQ_5 bis zum Gleichgewichtszustand mit Aufweitung und Sohlschwelle.

(D) Aufweitung mit gleichzeitiger Entfernung der Schwelle

Wird die Sohlschwelle mit der Realisierung der Aufweitung entfernt, stellt sich nach Ablauf eines Abflusszyklus das in Abb. 7.27 gezeigte mittlere Längsprofil ein. Die Sohleneintiefung unterhalb der Aufweitung wird nicht mehr durch die Sohlschwelle abgeschwächt. In diesem Fall schreitet sie bis unterhalb der Ausgangssohle im Unterwasser fort. Am Ende des Abflusszyklus liegt die Sohle auf dem Niveau der Ausgangssohle im Unterwasser. Entsprechend kommt es im Unterwasser zu keinen massgebenden Sohlenveränderungen. Durch das steile Längsgefälle in der Aufweitung kommt die Sohle im Oberwasser nur wenig unterhalb die Ausgangssohle zu liegen. Die maximale Sohleneintiefung bei km 20.0 beträgt 0.28 m.

Ein Vergleich der Modellierungen mit (Abb. 7.25) und ohne Schwelle (Abb. 7.27) zeigt, dass die Sohle im Oberwasser nach einem Abflusszyklus ohne Schwelle 0.45 m tiefer zu liegen kommt als mit Schwelle. Die Schwelle wirkt auch mit realisierter Aufweitung stabilisierend.

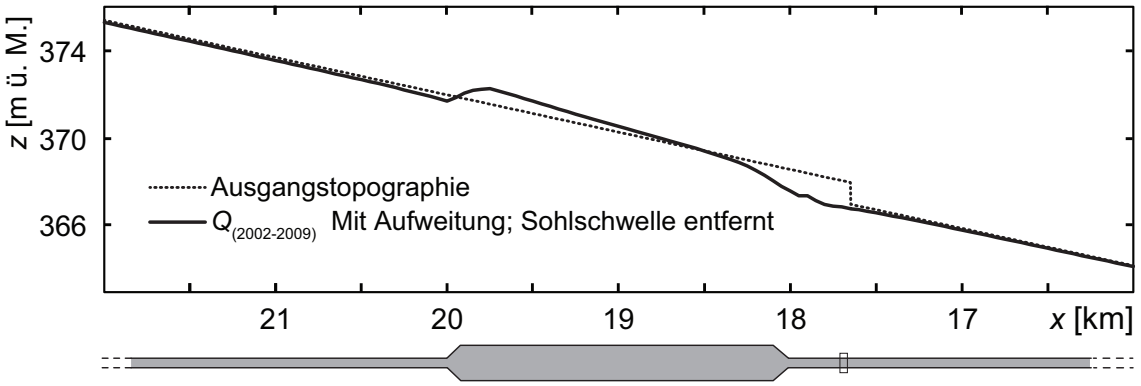


Abb. 7.27 Längsprofil der Sohle im Ausgangszustand und nach einem Abflusszyklus $Q_{(2002\text{-}2009)}$ mit Aufweitung und entfernter Sohlschwelle.

Wird die Simulation analog zu Fall (C) mit einem stationären HQ_5 durchgeführt, um ähnliche Gefälleverhältnisse wie in der Thur bei Altikon zu erzeugen, ergibt sich das mittlere Längsprofil in Abb. 7.28. Auch in diesem Fall zeigt sich wieder, dass ohne Niveaudifferenz zwischen ober- und unterstrom der Aufweitung die Erosion unterhalb der Aufweitung auch ins Oberwasser fortgesetzt wird, wie in der Thur bei Altikon gemessen wurde.

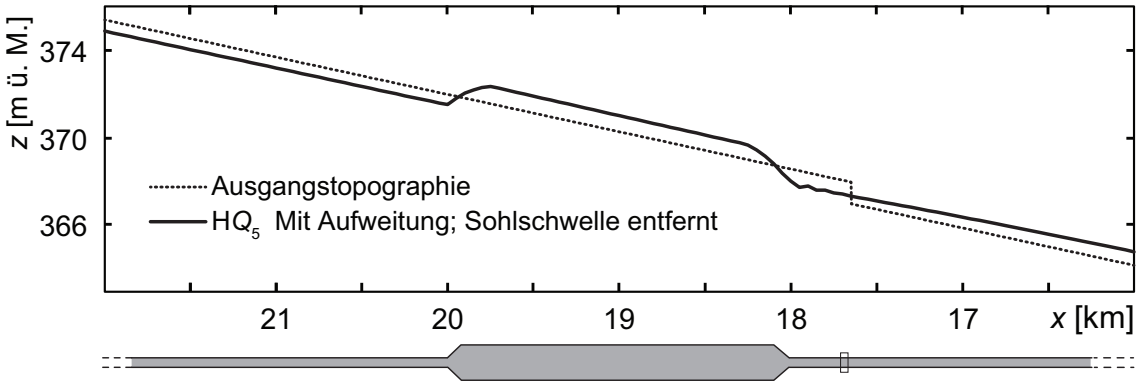


Abb. 7.28 Längsprofil der Sohle im Ausgangszustand und nach stationärem Abfluss HQ_5 bis zum Gleichgewichtszustand mit Aufweitung und entfernter Sohlschwelle.

Die Untersuchung der Fälle (A) bis (D) zeigt, dass eine lokale Aufweitung als Ersatz für eine Sohlschwelle nicht in jedem Fall zum Erfolg führt. Je nach Gefälleverhältnissen und Initialerosion kann die Entfernung der Schwelle zu zusätzlichen Erosionen im Oberwasser führen. Soll eine bestehende Sohlschwelle mittels einer lokalen Aufweitung ersetzt werden, müssen folgende Punkte beachtet werden:

- Die Niveaudifferenz zwischen ober- und unterstrom der Aufweitung sollte mindestens gleich gross sein wie der zu ersetzende Absturz bei der Sohlschwelle.
- Um eine genügend grosse Niveaudifferenz zu erreichen, muss sichergestellt sein, dass sich mit den zu erwartenden Abflussganglinien und Geschiebeeinträgen in der Aufweitung ein steileres Längsgefälle einstellt als im übrigen Kanal. Dafür sollte die Aufweitung im Vergleich zum Kanal deutlich breiter, die maximale Breite in der Aufweitung über einen längeren Abschnitt vorhanden und die Aufweitung genügend lang sein.
- Um ein Eintiefen des gesamten Längsprofils zu minimieren, sollten die Initialerosionen am oberen und unteren Ende der Aufweitung möglichst klein gehalten werden. Dies kann z. B. durch eine Anreicherung der Sohle mit Grobkomponenten in den Bereichen der Erweiterung und insbesondere im Bereich der Veren-

gung und unmittelbar unterstrom davon erreicht werden, oder auch durch Vorwegnahme der Ablagerungen in der Aufweitung (vgl. Abschnitt 7.10).

7.9 Seriell angeordnete Aufweitungen

Mit Referenzmodell B wird untersucht, wie sich eine zweite Aufweitung, die oberstrom einer bestehenden Aufweitung realisiert wird, auf die untere Aufweitung und die mittlere Sohle auswirkt und wie entscheidend dabei der Abstand zwischen den Aufweitungen ist.

Ausgangssituation für die Modellierungen ist die Sohle, wie sie sich mit der unteren Aufweitung nach einem Abflusszyklus einstellt. Im Abstand von $X_A = 0$, 1 oder 3 km wird oberstrom davon eine zweite Aufweitung erstellt und mit einem weiteren Abflusszyklus belastet. Die Länge der oberen Aufweitung ist jeweils 2 km, analog zur unteren.

Abb. 7.29 stellt für die drei Konfigurationen die mittleren Längsprofile der Ausgangs- und Endsohle gegenüber. Die zusätzliche Aufweitung und die Grösse des Abstands X_A haben keine weitreichenden Auswirkungen auf die mittlere Sohle flussauf- und flussabwärts. Unmittelbar oberhalb der zusätzlichen Aufweitung sind ebenfalls keine Unterschiede für die drei Konfigurationen zu erkennen. Im Anschluss an die untere Aufweitung hingegen kommt es im Vergleich zur Entwicklung ohne obere Aufweitung zu grösseren Erosionen von ungefähr 7 bis 30 cm. Dies wird deutlich, wenn jeweils die Differenz der Längsprofile zwischen Anfang- und Endzustand mit und ohne obere Aufweitung betrachtet werden (Abb. 7.30). Die Sohle im Unterwasser liegt gegenüber der Entwicklung ohne obere Aufweitung umso tiefer, je kleiner der Abstand X_A ist.

X_A beeinflusst auch die Langzeitenwicklung der Sohlenlage zwischen den beiden Aufweitungen. Gegenüber der Entwicklung ohne obere Aufweitung kommt die Sohle tiefer zu liegen. Im Querprofil gleich unterhalb der oberen Aufweitung treten die grössten Abweichungen auf. Die zusätzliche Erosion erstreckt sich jeweils bis hin zur unteren Aufweitung. Die Grösse der Sohlenabsenkung ist unabhängig von X_A, ihre Längsausdehnung nimmt aber mit grösserem X_A zu. Die grösste Differenz im Vergleich zur Entwicklung ohne obere Aufweitung tritt während des abklingenden Asts der Hochwasserganglinie von 2005 am Ende der Verengungsstrecke der oberen Aufweitung auf. Für $X_A > 0$ beträgt die Differenz $\Delta z = -1.16$ m. Wird die obere Aufweitung direkt an die bestehende Aufweitung angeschlossen ($X_A = 0$), so werden die Ablagerungen in der unteren Aufweitung teilweise abgetragen.

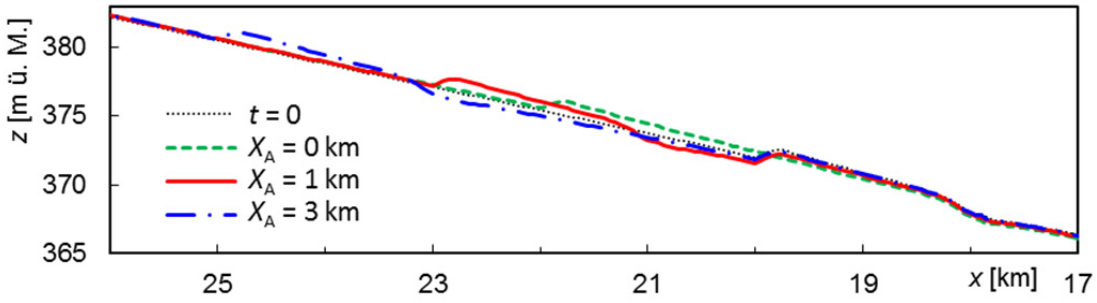


Abb. 7.29 Ausgangssohle und mittlere modellierte Sohlenlage am Ende des Abflusszyklus für unterschiedliche Abstände X_A der Aufweitungen.

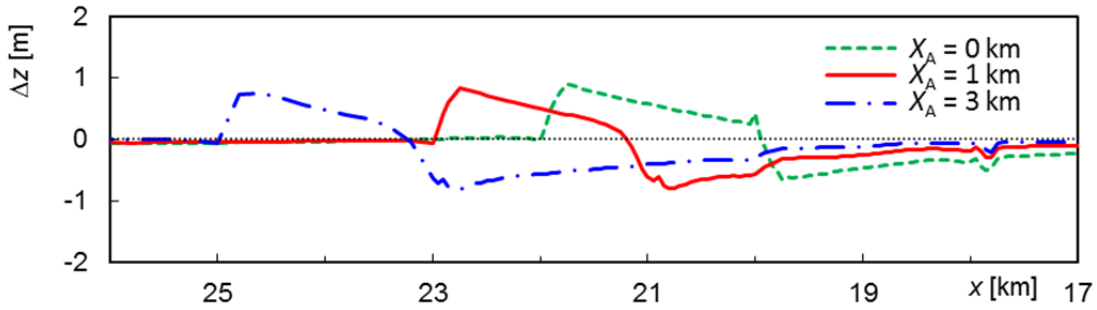


Abb. 7.30 Differenz der mittleren Sohlen am Ende des Abflusszyklus gegenüber der Ausgangssohle mit und ohne obere Aufweitung, jeweils für unterschiedliche Abstände X_A.

7.10 Teilaushub statt Vollaushub der Aufweitung

Wird beim Bau einer Aufweitung sämtliches Aushubmaterial entfernt und muss dieses weggeschafft werden, können hohe Transport- und Deponiekosten entstehen. Alternativ kann ausgehobenes Material aus den Vorländern im Gerinne belassen werden, falls sich dieses dazu eignet und nicht z. B. feiner Schwemmsand ist. Die Versatzbildung und die Ablagerungen in der Aufweitung werden dadurch teilweise vorweggenommen. Die Entwicklung der mittleren Sohle innerhalb des Perimeters unterscheidet sich zwischen Teilaushub und Vollaushub, wie die folgend beschriebenen Modellierungen mit Referenzmodell B zeigen.

Ausgangssituation für die Modellierungen war die Sohle, wie sie sich mit der unteren Aufweitung nach einem Abflusszyklus einstellte. Im Abstand von 1 km wurde oberhalb davon eine zweite Aufweitung erstellt. Für die Variante 'Vollaushub' wurde sämtliches Material entfernt, für die Variante 'Teilaushub' wurden die aus den Vorländern entfern-

ten Materialvolumina gleichmässig über die Sohle in der Aufweitung verteilt. Dies entspricht einer Schüttmächtigkeit von 1.20 m.

Abb. 7.31 bis Abb. 7.34 vergleichen zu unterschiedlichen Zeitpunkten eines weiteren Abflusszyklus die mittleren Sohlenlagen für Voll- und Teilaushub der oberen Aufweitung. Die Unterschiede beschränken sich auf den Bereich der beiden Aufweitungen. Die mittlere Sohle im Längsprofil liegt bei Teilaushub tendenziell über dem Längsprofil bei Vollaushub. Gegen die Randbereiche des Perimeters hin unterscheiden sich die Längsprofile für die beiden Varianten nicht. Mit Teilaushub wird die Schüttung in der oberen Aufweitung teilweise abgetragen und die Sohle langsam erodiert bis diese den Gleichgewichtszustand erreicht. Weder ober- noch unterhalb der oberen Aufweitung entstehen grosse Kolke. Mit Vollaushub kommt es ober- und unterhalb der oberen Aufweitung rasch zu grösseren Erosionen, die dann mit der Zeit durch Auflandung wieder ausgeglichen werden. Die Sohle erreicht von einer tieferen Kote her den Gleichgewichtsverlauf. Mit dem Teilaushub können die temporären Kolke oberhalb und unterhalb der Aufweitung reduziert werden. Der Verlauf des Längsprofils beider Varianten unterscheidet sich nach mehreren Abflusszyklen kaum mehr. Die Längsprofile gleichen sich auch im Bereich der Aufweitungen an und streben einem dynamischen Gleichgewicht zu.

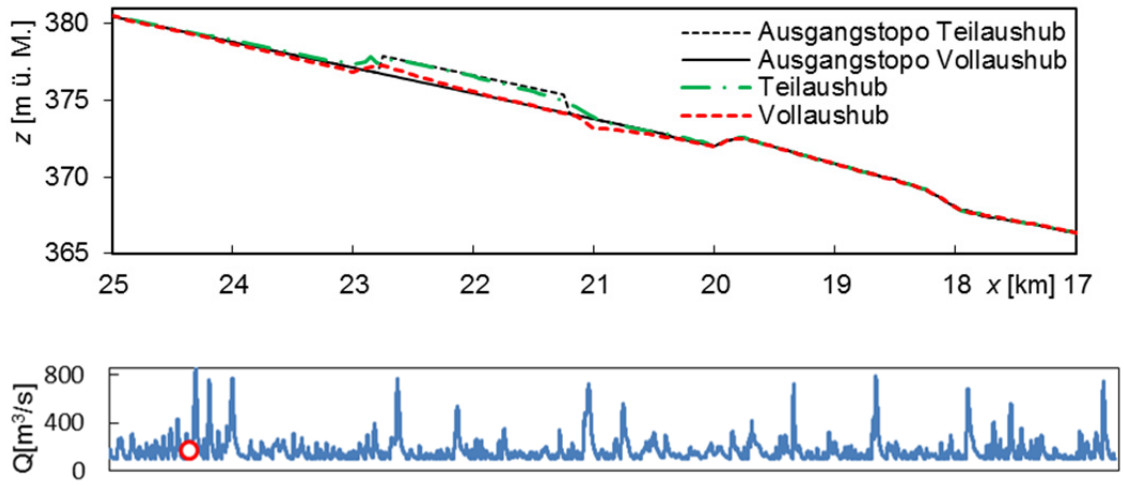


Abb. 7.31 Verlauf der mittleren Sohlenlage mit Teil- und Vollaushub kurz vor dem ersten Hochwasserereignis 2002.

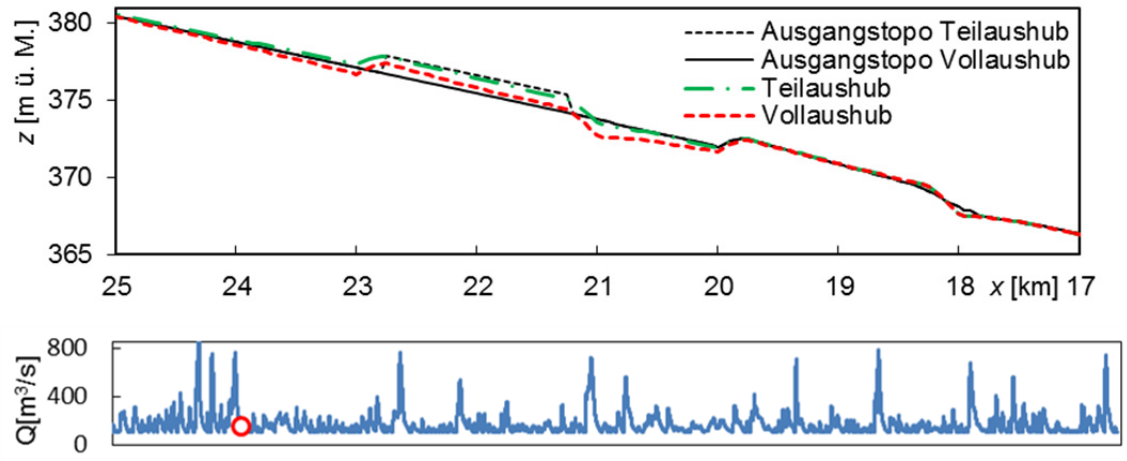


Abb. 7.32 Verlauf der mittleren Sohlenlage mit Teil- und Vollaushub kurz nach dem ersten Hochwasserereignis 2002.

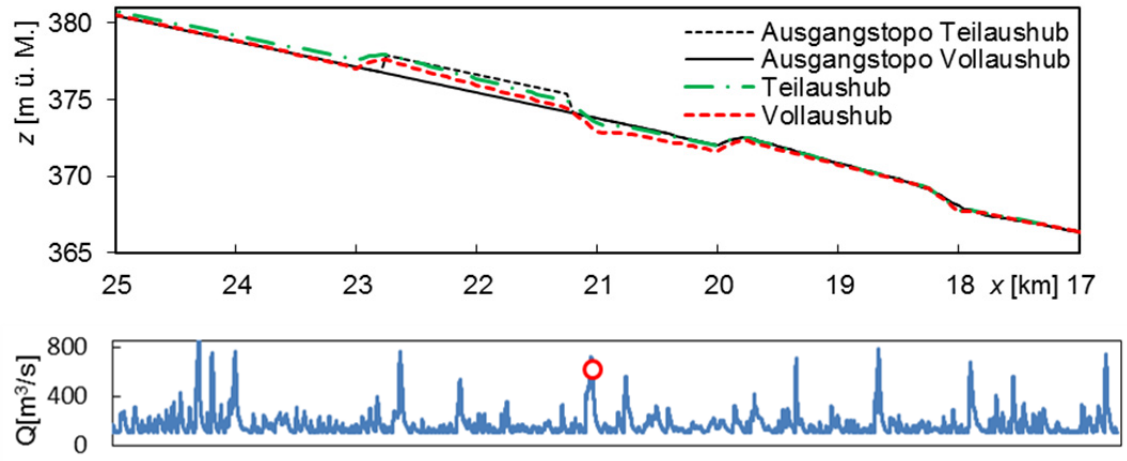


Abb. 7.33 Verlauf der mittleren Sohlenlage mit Teil- und Vollaushub während eines weiteren Hochwasserereignisses 2005.

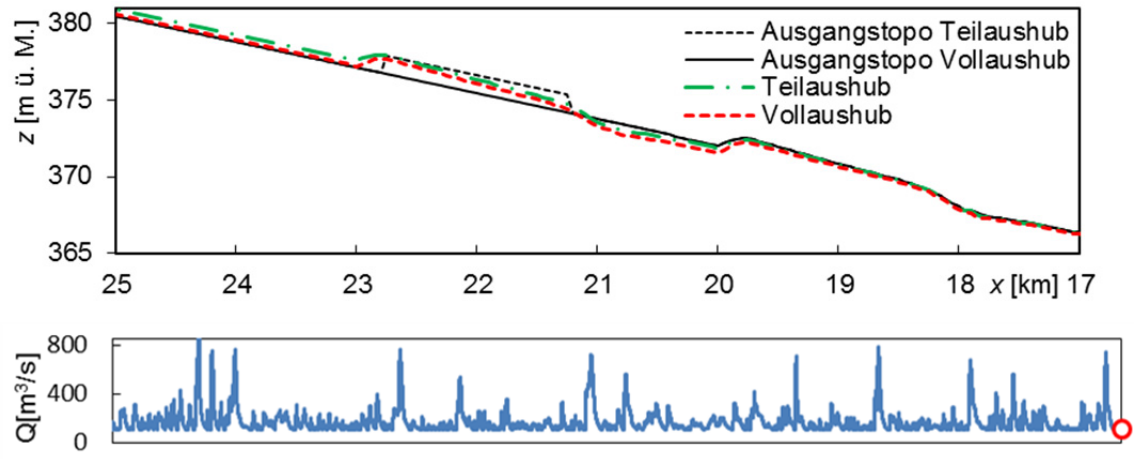


Abb. 7.34 Verlauf der mittleren Sohlenlage mit Teil- und Vollaushub am Ende des Abflusszyklus.

7.11 Fazit

Die systematische Parametervariation hat gezeigt, dass die Versatzhöhe mit grösserem Breitenverhältnis $\beta = b_A/b_K$ und grösserem Abfluss Q zunimmt; der Korndurchmesser d hat einen nur geringen, die Länge der Aufweitung L_A keinen Einfluss auf die Versatzhöhe. Das Gleichgewichtsgefälle in der Aufweitung nimmt mit grösserem β und grösserem d zu, mit steigendem Q ab; L_A hat keinen Einfluss auf das Gleichgewichtsgefälle in der Aufweitung. Die Sohlenanhebung im Oberwasser hängt vom Gleichgewichtsgefälle in der Aufweitung ab. Ist dieses grösser als im Kanal, kommt es im Oberwasser zu einer Sohlenanhebung, ist dieses kleiner als im Kanal, kommt die Sohle im Oberwasser unter die Ausgangssohle zu liegen. Die Sohlenanhebungen im Oberwasser Δz_b fallen mit zunehmendem L_A stärker aus.

Der Zeitpunkt und die Tiefe des maximalen Kolkes im Ober- und Unterwasser ist stark von der Parametervariation abhängig. Der Kolk im OW ist von der anfänglichen Senkkurve abhängig. Eine ausgeprägte Senkkurve führt zu grösserem OW-Kolk. Die Senkkurve ist umso ausgeprägter, je grösser β ist und je grösser L_A ist. Mit kleinem L_A wird die Senkkurve in der Erweiterung von einer Staukurve von der Verengung her eingestaut und deshalb reduziert. Eine Vorwegnahme der Ablagerungen in der Aufweitung durch Teilaushub führt ebenfalls zu einer Reduktion der Senkkurve und damit des Erweiterungskolkes. Gleichzeitig nimmt sie auch Einfluss auf den Geschieberückhalt in der Aufweitung. Das verfügbare Geschieberückhaltevolumen und die Dauer des Rückhalts in der Aufweitung beeinflusst nämlich die Kolktiefe im Unterwasser. Je länger das Geschiebe in der Aufweitung zurückgehalten wird und nicht ins Unterwasser gelangt, desto ausgeprägter wird der UW-Kolk. Mit grösseren β und L_A werden die Ablagerungsprozesse jeweils verlängert. Ein grösserer Korndurchmesser d führt zu steilerem Gefälle und grösserem Rückhaltevolumen in der Aufweitung und verzögert damit die Weiterleitung des Geschiebes ins Unterwasser. Dadurch wird die Kolkbildung unterstützt. Gröberes Material weist aber gleichzeitig einen höheren Erosionswiderstand auf und reduziert die Kolkbildung. Beide entgegengesetzte Effekte bestimmen maximale Tiefen und Zeitpunkte des Kolks im Unterwasser. Auch die Wirkung von Q steht im Zusammenhang mit dem Rückhaltevolumen. Ein grosser Abfluss führt zu grossen Kolktiefen im Unterwasser, weil vorübergehend kein Geschiebe ausgetragen wird. Je grösser Q ist, desto früher wird wieder Geschiebe aus der Aufweitung ins Unterwasser ausgetragen und unterbricht die weitere Kolkbildung. Entsprechend tritt die maximale Kolktiefe mit grösserem Q zu einem früheren Zeitpunkt auf.

Die Modellierung eines Geschiebedefizits ist wenig aussagekräftig, da das Resultat durch starre Randbedingungen beeinflusst wird. Die Distanz der Perimeterränder hat auf den zeitlichen Ablauf der Prozesse grossen Einfluss.

Ein Vergleich der Sohlenentwicklung mit stationären und instationären Abflüssen zeigt, dass das Gefälleverhältnis zwischen Kanal und Aufweitung massgebend durch den Abfluss bestimmt wird. Grössere stationäre Abflüsse führen zu geringeren Längsgefällen in der Aufweitung als die instationäre Ganglinie $Q_{(2002\text{-}2009)}$ aus der Thur. In den Simulationsbeispielen mit dem Referenzmodell B wird dann ein übereinstimmendes Längsprofil erreicht, wenn die natürliche, instationäre Ganglinie mit dem stationären Abfluss eines 1-jährlichen Hochwassers HQ_1 und, nicht wie oft angenommen, mit einem typischen bettbildenden Abfluss in der Grössenordnung von HQ_2 bis HQ_5 idealisiert wird.

Simulationen mit und ohne Sohlschwelle zeigen, dass diese auch in Kombination mit einer Aufweitung ihre sohlstabilisierende Funktion beibehält. Soll eine bestehende Sohlschwelle mit einer lokalen Aufweitung ersetzt werden, muss sichergestellt werden, dass die Aufweitung genügend lang und genügend breit ist, und dass sich eine genügend grosse Niveaudifferenz bildet, die den Absturz der Sohlschwelle kompensieren kann. Zudem empfiehlt sich, den Sohlenbereich bei der Erweiterung und insbesondere bei der Verengung z. B. durch Anreicherung von Grobkomponenten zu stabilisieren und die Ablagerungen in der Aufweitung durch Teilaushub vorwegzunehmen, um Initialerosionen dadurch möglichst klein zu halten.

Mit einer zweiten, oberen Aufweitung wird in der bestehenden Aufweitung und unterhalb davon eine Absenkung der Sohle verursacht. Diese wird umso grösser, je kleiner der Abstand X_A zwischen den beiden Aufweitungen ist. Die obere Aufweitung führt zu Sohlabsenkungen zwischen den Aufweitungen. Diese sind unabhängig von X_A, erstrecken sich aber mit grösserem Abstand über eine längere Distanz. Die maximale Sohlabsenkung tritt unmittelbar unterhalb der oberen Aufweitung nach Abklingen eines maximalen Hochwasserereignisses auf (in diesem Beispiel nach dem Ereignis von 2005).

Eine Aufweitung kann entweder durch vollständigen Aushub oder durch Teilaushub erstellt werden, wobei bei Teilaushub das aus den Vorländern abgetragene Material über den ganzen Querschnitt gleichmässig verteilt wird. Langfristig nähern sich die mittleren Sohlen im Modell in beiden Fällen unter Annahme eines ausgeglichenen Geschiebeaufkommens derselben Gleichgewichtssohle an. Die zwischenzeitliche Entwicklung unterscheidet sich hingegen. Mit einem Teilaushub nähert sich die mittlere Sohle von einer

höheren Kote aus der Endsohle an. Mit Vollaushub kommt es unmittelbar ober- und unterhalb der Aufweitung zu stärkeren Erosionen und damit zu einem Absenken des ganzen Längsprofils im Bereich der Aufweitung. Diese Erosionen werden aufgrund der stark ändernden Profilrelation verursacht. Im Modell werden sie durch einen Auflandungstrend wieder kompensiert und die mittlere Sohle nähert sich der Endsohle von einer tieferen Kote her an. In Natur können die Erosionen auch dann auftreten, wenn die Flusssohle aufgrund eines übergeordneten Geschiebedefizits grundsätzlich in einem Zustand latenter Erosion mit abgepflästerter, stabiler Deckschicht verharrt. Solange keine grösseren Mengen an Untergrundmaterial aus dem Oberwasser eingetragen werden, kann sich das Längsprofil nicht der Gleichgewichtssohle angleichen. Mit Teilaushub liessen sich die temporären grösseren Erosionen ober- und unterhalb der oberen Aufweitung und damit die Abweichungen zum Gleichgewichtszustand reduzieren oder gar vermeiden.

8 Schlussfolgerungen und Ausblick

8.1 Schlussfolgerungen

Mit lokalen Aufweitungen von gestreckt verlaufenden, kanalisierten Fliessgewässern wird den Flüssen mehr Raum zur Verfügung gestellt und sie werden ökologisch aufgewertet, z. B. indem die Wanderbewegung von Fischen und Gewässerorganismen erleichtert wird. Gleichzeitig werden durch Flussaufweitungen aber auch die hydraulischen Bedingungen und der Geschiebehaushalt verändert, was weitreichende, durchaus positive Auswirkungen auf die Entwicklung der Flusssohle, den Hochwasserschutz und das Grundwasser haben kann. So sollen Flussaufweitungen auch zur Stabilisierung der Sohle beitragen, die Wasserspiegellage beeinflussen oder als Geschieberückhalteraum dienen (Abschnitt 2.3). Im Rahmen des im Januar 2011 revidierten Gewässerschutzgesetzes sind gesamtschweizerisch Revitalisierungsmassnahmen mit Geschiebereaktivierungen und Flussaufweitungen vorgesehen. An diese Flussaufweitungen werden viele verschiedene Ansprüche aus unterschiedlichen Interessensrichtungen gestellt. Um möglich Konflikte frühzeitig zu erkennen, sind für die Projektierung neuer Flussaufweitungen sämtliche zu erwartenden Auswirkungen für unterschiedliche Rahmenbedingungen sorgfältig abzuschätzen. Es ist wichtig, die Interaktion zwischen unterschiedlichen geplanten Massnahmen und die Wirkung projektierter Aufweitungen auf bereits bestehende Aufweitungen unter dem Einfluss neuer Rahmenbedingungen zu prüfen und zu prognostizieren.

Für die Untersuchung neu geplanter sowie bereits bestehender Aufweitungen ist die numerische Modellierung ein wichtiges Instrument. Erst ein umfassender Überblick erlaubt eine begründete und angemessene Wahl des notwendigen numerischen Modells für eine zielführende Untersuchung vorliegender Fragestellungen. Einerseits gehört dazu das Verständnis der Wirkungsweise von Flussaufweitungen unter Einbezug unterschiedlicher Rahmenbedingung und der Robustheit von Flussaufweitungen gegenüber weiträumigen Veränderungen. Andererseits ist es wichtig, die implementierten Ansätze im verwendeten numerischen Modell und die Sensitivität der entsprechenden Parameter zu kennen.

Numerische Modelle

In dieser Arbeit wurde anhand verschiedener Beispiele von Aufweitungen gezeigt, dass auf der Basis einer sorgfältigen hydraulischen Kalibrierung die Veränderung der mittleren Sohlenlage im Längsprofil sowohl mit numerischen 1D- als auch 2D-Modellierungen erfolgreich prognostiziert werden kann.

Die verwendeten ***1D- und 2D-Modelle*** von BASEMENT (Kapitel 3) unterscheiden sich grundsätzlich in den Reibungsansätzen (Kapitel 4). Das 1D-Modell gewichtet und mittelt einzelne Randreibungsbereiche zur Bestimmung eines Gesamtabflusses mit der Einstein-Approximation und berücksichtigt einen reduzierten hydraulischen Sohlenradius zur Bestimmung der mittleren Sohlschubspannung. Im Hinblick darauf, dass Sohlenrauheiten ohnehin kalibriert werden müssen, ist die Einstein-Approximation eine zuverlässige und einfache Methode, um in kompakten Trapez- und Rechteckprofilen für 1D-Modellierungen den Einfluss der Böschungsrauheit zu berücksichtigen (Abschnitt 4.3). Im 2D-Modell wird sowohl der Abfluss als auch die Sohlschubspannung lokal in jeder einzelnen Gitterzelle bestimmt, unabhängig von der Gesamtprofilbreite. Ohne Anwendung eines Turbulenzmodells wird im verwendeten Modell der Einfluss der Böschungsreibung auf die Hydraulik und den Geschiebetransport deswegen tendenziell unterschätzt (Abschnitt 4.4). Während die Unterschiede zwischen den Resultaten aus 1D- bzw. 2D-Modellen für breite Profile marginal sind, fallen diese bei kompakten Profilen zunehmend ins Gewicht. Dass Abflussprofile bei grösseren Hochwasserereignissen durchaus kompakt werden können, haben Abschätzungen für Schweizer Fliessgewässer gezeigt (vgl. Abb. 1.2).

Die Unterschiede zwischen dem 1D- und 2D-Modell in kompakten Profilen können reduziert werden, wenn im 2D-Modell ein Turbulenzmodell angewendet wird und zusätzlich die Böschungsrauheit erhöht wird (Abschnitt 4.5). Dadurch gelingt es, ausgehend von gleichen hydraulischen Bedingungen und Rauheiten im 1D- und 2D-Modell mit dem gleichen Transportmodell übereinstimmende mittlere Sohlschubspannungen und Geschiebetransportkapazitäten zu modellieren. Grundsätzlich wird die 2D-Modellierung von Geschiebetransport in einem kompakten Gerinne ohne Berücksichtigung eines Turbulenzmodells nicht empfohlen. Insbesondere kompakte Rechteckprofile mit senkrechten Wänden sind diesbezüglich problematisch, weil das Resultat unter Berücksichtigung der Wandreibung gitterabhängig ist (vgl. Abschnitt 4.5.3). Der Einfluss der Gitterauflösung ist in jedem Fall zu untersuchen.

Modellkalibrierung

Unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Reibungsansätze im 1D- und 2D-Modell wurde ein ***Kalibrierungskonzept*** (2-Punkt-Kalibrierung) ausgearbeitet, das mit 1D-Normalabflussberechnungen eine systematische Kalibrierung der Strickler-Reibungsbeiwerte ermöglicht (Abschnitt 5.2). Ziel der 2-Punkt-Kalibrierung ist es, Strickler-Beiwerte für die Sohle und die Böschungen zu kalibrieren, die für einen grossen Abflussbereich zu einer plausiblen Hydraulik führen und auch für das 2D-Modell verwendet werden können. Voraussetzung dazu sind jeweils zwei unterschiedliche Profilrelationen mit bekannten Abflüssen. Die erhaltenen Rauheitskoeffizienten sollten in jedem Fall mit den in Natur vorhandenen Oberflächenbeschaffenheiten verglichen werden. Liegt eine sorgfältige hydraulische Kalibrierung zugrunde, können die Auswirkungen einer lokalen Flussaufweitung auf das mittlere Längsprofil in einem bestehenden Kanal sowohl mit einem 1D- als auch mit einem 2D-Modell zuverlässig prognostiziert werden.

In jedem Fall ist für eine zuverlässige Prognosemodellierung eine ***gute Kalibrierung notwendig***. Werden ausgehend von einem bestehenden Kanal die Auswirkungen einer Aufweitung modelliert, bestehen Unsicherheiten betreffend der Transportkapazität und folglich der Längsprofilentwicklung in der Aufweitung. Letztere ist entscheidend für die Lage der Sohle im Oberwasserkanal. Deshalb sollten mit einer sorgfältigen Sensitivitätsanalyse die Unsicherheiten in die Prognose miteinbezogen werden. Dazu kann auch die Betrachtung unterschiedlicher Transportansätze für breite Gerinne gehören, wie z. B. nach Zarn (1997) oder Marti (2006). Werden ausgehend von einer bestehenden Aufweitung die Auswirkungen von z. B. ändernden Rahmenbedingungen prognostiziert, können die Unsicherheiten reduziert werden, falls die bisherige Sohlenentwicklung in der Aufweitung für die Modellkalibrierung miteinbezogen werden kann. Im Rahmen der verbleibenden Unsicherheiten können mit einem kalibrierten 1D- und 2D-Modell konkrete Aussagen zu den Auswirkungen einer Aufweitung auf den Hochwasserschutz, das Grundwasser oder auf die Stabilisierung der Sohle gemacht werden.

Grundlagen für numerische Simulationen

Zuverlässige Prognosesimulationen für Naturzustände setzen gute Grundlagendaten voraus. Besonders wichtig ist der ***Geschiebeeintrag*** in den Untersuchungsperimeter. Der Geschiebetransport in Abhängigkeit des Abflusses kann im Allgemeinen nicht gemessen werden und ist somit die unsicherste Randbedingung. Er kann meist nur im Rahmen einer Geschiebehaushaltstudie abgeschätzt werden. Für das langjährige Verhalten der übergeordneten Flusssohle in Abhängigkeit des Geschiebehaushalts sind Ge-

schiebetransportmodellierungen notwendig. Ist der Geschiebeeintrag in den Untersuchungsperimeter bekannt (z. B. aus Geschiebehaushaltstudien oder anhand der Geschiebebeschickung im Labor), lässt sich die Veränderung des mittleren Längsprofils durch eine Aufweitung mit einfachen Einkornsimulationen prognostizieren. Anhand der Simulation eines ***Laborversuchs*** mit stationärem Abfluss und bekanntem kontinuierlichen Geschiebeeintrag konnte dies in der vorliegenden Arbeit bestätigt werden (Kapitel 5).

Im simulierten ***Naturbeispiel an der Thur*** wurde der Geschiebeeintrag in Funktion des Abflusses für einen 11-jährigen Gleichgewichtszustand abgeschätzt und auf einen 7-jährigen Zeitraum nach dem Bau einer Aufweitung übertragen (Kapitel 6). Die mittlere Entwicklung des Längsprofils konnte nach Anpassung des transportwirksamen Parameters (θ_{cr}) erfolgreich reproduziert werden.

Modellwahl

Die beiden Untersuchungsbeispiele zeigen, dass für grossräumige Langzeit-Modellierungen von Geschiebetransport in natürlichen Flüssen die ***Wahl zwischen Ein- oder Mehrkornmodell*** entscheidender ist als die Wahl zwischen 1D- oder 2D-Modell. Flüsse sind geprägt durch komplexe Prozesse wie instationäre Abflüsse, Kornsortierung, Deckschichtbildung, Geschiebedefizit oder latente Erosion, die nur mit Hilfe unterschiedlicher Mehrkornansätze ansatzweise lösbar sind. Damit lassen sich Geschiebetransportvolumina besser abschätzen (Abschnitt 6.7). Liegen hingegen Angaben zu den übergeordneten transportierten Geschiebevolumina vor, lassen sich relative Veränderungen ausgehend von einem kalibrierten Modell auch mit Hilfe einer Einkornmodellierung prognostizieren, sowohl mit einem 1D- als auch mit einem 2D-Modell.

Für die Prognose der mittleren Sohlenentwicklung inner-, ober- und unterhalb einer lokalen Aufweitung eignet sich sowohl das 1D- als auch das 2D-Modell. Zur Simulation des übergeordneten Geschiebehaushalts eines ganzen Flussabschnitts sollten Zustände latenter Erosion infolge Deckschichtbildung berücksichtigt werden. Die Wahl des Modells muss auf das individuelle Problem abgestimmt werden. Eine Verwendung eines 2D-Modells mit möglichst grosser Anzahl Kornfraktionen und Anwendung sämtlicher verfügbarer Spezialansätze suggeriert zwar eine hohe Genauigkeit, erlaubt aber nicht, die Sensitivität des Resultats gegenüber der Variation unterschiedlicher Stellgrössen zu verstehen. Das 2D-Modell ist deutlich komplexer und benötigt detailliertere lokale Grundlagendaten für die Kalibrierung wie Geländemodell, Kornverteilung oder Rauheit. Die 1D-Modellierung führt hingegen zu einem bewussteren Umgang mit unsicheren

Rahmenbedingungen und fördert das grundsätzliche Verständnis für die ablaufenden Prozesse.

Die ***Wahl eines 2D-Modells*** wird dann relevant, wenn lokale Phänomene im Vordergrund stehen, wie z. B. detaillierte morphologische Entwicklungen, lokale Seitenerosionsprozesse oder weiträumige Ausuferungen / Überflutungen, also Problemstellungen, die mit einem 1D-Modell nicht modelliert werden können. Stehen für ökologische Fragestellungen die Sortierprozesse im Vordergrund, sind fraktionierte Mehrkornmodelle notwendig.

Hydraulische und morphologische Aspekte von Aufweitungen

Wird eine Aufweitung gebaut, indem sämtliches Material auf das Niveau der bestehenden Sohle ausgehoben wird, weist die Aufweitung gegenüber dem vorherigen Zustand eine grössere ***Abflusskapazität*** auf. Die Wasserspiegel liegen in der Aufweitung tiefer als im Kanal, was eine Beschleunigung im Erweiterungsbereich mit Kolkbildung zur Folge hat (Abschnitt 2.3.2 und Kapitel 7). Die tieferen Wasserspiegel tragen zum ***Hochwasserschutz*** bei: die Abflusskapazität steigt, resp. die maximal notwendige Kote der Hochwasserschutzdämme wird reduziert. Dieser Zustand bleibt jedoch nur bestehen, falls entweder der Fluss ein vernachlässigbares Geschiebeaufkommen hat, oder falls die Aufweitung die Funktion eines Geschiebesammlers übernimmt und regelmässig ausgeräumt wird. Ansonsten landet die Sohle in der Aufweitung sukzessive auf, und die Wasserspiegel liegen in der Aufweitung bei geringerer Fliessgeschwindigkeit langfristig höher als im Kanal, sowohl bei Hoch- als auch bei Niedrigwasser (Abschnitt 2.3.3). Während die Erosionstendenz vieler Flüsse in der Vergangenheit zu einer Absenkung des ***Grundwasserspiegels*** im Umland führten, können Aufweitungen zu einer Stabilisierung des Grundwasserspiegels führen, indem die Sohle und dadurch auch der Wasserspiegel in der Aufweitung durch Ablagerungen angehoben wird. Eine Anhebung des Grundwasserspiegels kann zur Sicherung des Grundwasservorkommens beitragen, kann aber auch zu Problemen in der Landwirtschaft, bei Infrastrukturbauten und der Qualität des Grundwassers führen.

Die ***Ablagerungen in der Aufweitung*** sind stark abhängig von der Länge und Breite der Aufweitung, vom Abfluss und von der massgebenden Korngrösse (Abschnitt 7.4). Im Allgemeinen führt eine Verbreiterung des Gerinnes zu einem steileren Längsgefälle. Dieses kann, falls die Aufweitung genügend lang ist, zu Auflandungen im Oberwasserkanal führen. Die Auflandung im Oberwasserkanal kann je nach Situation erwünscht sein oder nicht. Befindet sich der Flussabschnitt im Erosionszustand und drohen

dadurch Stabilitätsprobleme der Ufersicherungen, dann ist eine Auflandung im Oberwasser erwünscht. Sie wirkt der Erosionstendenz entgegen. Führt eine Auflandung aber zu einer Reduktion des Abflussquerschnitts und reichen die bestehenden Hochwasserschutzdämme nicht mehr aus, sind die Auflandungen nicht erwünscht.

Die ***Kolke im Erweiterungs- und Verengungsbereich*** entstehen meistens in einer Anfangsphase nach dem Bau der Aufweitung (Abschnitt 7.5). Sie gefährden die Ufersicherungen und können zu einer allgemeinen Erosion der Sohle im Oberwasser führen. Sie können mit Sohlensicherungsmassnahmen reduziert werden oder indem die Versatzbildung im Erweiterungsbereich vorweggenommen wird. Falls die ***Ablagerungen in der Aufweitung beim Bau vorweggenommen*** werden, bilden sich die Kolke im Erweiterungs- und Verengungsbereich weniger aus, das Geschiebedefizit im Unterwasser infolge Materialrückhalt ist geringer und von kürzerer Dauer. Zudem sind allenfalls weniger Materialtransportfahrten notwendig (Abschnitt 7.10).

Interaktion mit Sohlenfixpunkten

In den nächsten 80 Jahren sollen alleine in der Schweiz 4'000 Flusskilometer revitalisiert werden (DENZLER 2014). Dies beinhaltet unter anderem den Bau vieler Aufweitungen, die grossräumige Reaktivierung von Geschiebe und die Entfernung künstlicher Sohlschwellen. Der Vollzug verschiedener Massnahmen gleichzeitig kann zu gegenseitiger Beeinflussung der Auswirkungen führen. Es ist z. B. wichtig, mögliche ***Interaktionen bestehender Aufweitungen mit neuen Aufweitungen*** zu prüfen. Anhand einer vereinfachten Geometrie wurde beispielhaft die gegenseitige Beeinflussung zweier Aufweitungen simuliert, wobei oberhalb einer bestehenden Aufweitung eine zweite angeordnet wurde (Abschnitt 7.9). Der Geschieberückhalt in der oberen Aufweitung führt tendenziell zu Sohlenerosionen zwischen den Aufweitungen, in der unteren Aufweitung und sogar unterstrom davon. Die Erosionen in der unteren Aufweitung sind umso stärker, je näher die beiden Aufweitungen beieinander liegen.

Soll in einem kanalisierten Fluss eine ***Sohlschwelle entfernt*** und die wegfallende stabilisierende Wirkung durch eine lokale Aufweitung kompensiert werden, muss sichergestellt sein, dass die Aufweitung genügend lang und genügend breit ist, damit sich eine ausreichende Niveaudifferenz zwischen Ober- und Unterwasser bildet, die den Absturz der Sohlschwelle kompensieren kann (Abschnitt 7.8). Es empfiehlt sich, den Sohlenbereich bei der Erweiterung und insbesondere bei der Verengung z. B. durch Anreicherung von Grobkomponenten zu stabilisieren und die Ablagerungen in der Aufweitung durch Teilaushub vorwegzunehmen, um Initialerosionen möglichst klein zu halten. Ein

sohlenstabilisierendes Querbauwerk sollte nur dann zugunsten einer lokalen Aufweitung entfernt werden, wenn die Aufweitung grosszügig dimensioniert ist und eine gründliche Untersuchung unter Einbezug sämtlicher Unsicherheiten dies rechtfertigt. Dazu gehört auch die Berücksichtigung verschiedener möglicher Zukunftszenarien, wie z. B. eine Änderung des übergeordneten Geschiebehaushalts durch Reduktion des Geschiebeeintrags infolge oberstromiger Geschiebeentnahmen oder Geschieberückhalt in neuen Aufweitungen (Abschnitt 7.6). Im Gegensatz zu einer fixierten Sohlschwelle, deren Kronenkote auch bei geänderten Rahmenbedingungen stabil bleibt, reagieren die mittleren Längsgefälle im Kanal und in der Aufweitung sehr sensitiv auf Änderungen der Rahmenbedingungen. Dies kann erhebliche Konsequenzen auf die absolute Sohlenkote haben. In allen Fällen ist es wichtig, die Zukunftszenarien stets mit **instationären Abflüssen** zu modellieren, um die Langzeitentwicklung der mittleren Sohle realitätsnah abzubilden. Untersuchungen haben gezeigt, dass vereinfachte Annahmen mit stationärem Abfluss grosse Auswirkungen auf das mittlere Längsprofil haben (Abschnitt 7.7).

8.2 Ausblick

Modellierung latenter Erosion

In natürlichen Flüssen mit breit verteilter Kornverteilung finden Sortierprozesse statt, die zu einer abgepflästerten Sohle führen können. Bei Geschiebedefizit kann sich eine stabile Deckschicht bilden und der Fluss kann so in einem Zustand latenter Erosion verharren und trotz grossen Abflüssen mit theoretisch grossem Geschiebetransportpotential kaum Geschiebe mit sich führen. Trotzdem kann laufendes Geschiebe transportiert werden und lokal zu Auflandungen führen. Um solche komplexe Bedingungen abbilden zu können, müssen die vorhandenen Ansätze weiter entwickelt werden.

Eine erneute Kalibrierung der Aufweitung Altikon in der Thur mit Berücksichtigung latenter Erosion und ein Vergleich der aufsummierten Geschiebeeintragsvolumina mit vorhandenen Geschiebehaushaltsstudien würde Aufschluss darüber geben, wie massgebend Sortierprozesse in diesem Fall sind. Es würde sich auch zeigen, ob die in dieser Arbeit gemachten Anpassungen der kritischen Sohlschubspannung für den Kanal und die Aufweitung dadurch ihre Funktion verlieren würden oder ob diese nach wie vor notwendig wären.

Monitoring in der Natur zur Verbesserung des Prozessverständnisses

Die numerische Modellierung eignet sich für die Nachmodellierung von bekannten Zuständen und ausgehend davon zur quantitativen sowie qualitativen Beurteilung von geplanten Massnahmen. Rein hydraulische Prozesse können mit hoher Genauigkeit vorausgesagt werden. Die Prognose von Auswirkungen aufgrund von Geschiebetransport ist mit gewissen Unsicherheiten behaftet. Die Belastbarkeit nimmt mit der Unsicherheit der Datengrundlage und der Randbedingungen ab. Entsprechend schwierig ist es, Prozesse mit numerischer Modellierung zu erforschen, die in der Natur beobachtet wurden. Die Frage, ob die Versatzhöhe in einer Aufweitung und die Wirkung auf das Gesamtsystem vom übergeordneten Geschiebehaushalt abhängt und in welcher Form, lässt sich nur sehr schwer alleine mit numerischen Modellierungen quantifizieren, solange die Randbedingungen mit grosser Unsicherheit behaftet sind. Dazu sind die konsequente Weiterführung von regelmässigen Flussvermessungen, Monitoring bestehender Aufweitungen und eine Verbesserung der Geschiebetransportabschätzung notwendig. Für letzteres sind auch die Anwendung von Geo- und Hydrophonen in Betracht zu ziehen (z. B. RICKENMANN ET AL. (2012), WYSS ET AL. (2015)). Es ist hilfreich, wenn sämtliche Vermessungsdaten in einer zentralen Datenbank verfügbar sind und jeweils auf einem einheitlichen Vermessungskonzept und übereinstimmender Datenstruktur basieren.

Stationärer Abfluss zur Abbildung von Hochwasserereignissen

Im Ingenieurwesen werden oft vereinfachend mit einem stationären Abfluss zu erwartende Sohlenveränderungen abgeschätzt. Der stationäre Abfluss entspricht dann meist der Hochwasserspitze eines sogenannten bettbildenden Ereignisses mit einer Jährlichkeit von 2 bis 5 Jahren. Die eigentliche Spitze eines Hochwassers in der Natur ist aber immer nur von relativ kurzer Dauer. Inwiefern mit einem stationären, 'bettbildenden' Abfluss eine natürliche Abfolge diverser Hochwasserereignisse repräsentiert werden kann, ist unklar. Mit systematischen Modellierungen ist zu untersuchen, mit welchen stationären Abflüssen natürliche Prozesse am besten repräsentiert werden können und von welcher Dauer diese sein müssen. Dabei ist der Zeitmassstab zwischen lokalen Einflüssen auf Sohlenveränderungen und übergeordneten Veränderungen zu unterscheiden.

Störungen im Sedimenthaushalt

In der Praxis übliche Vorkommnisse wie lokale Geschiebeentnahmen, Geschieberückhalt in Seitenbächen, Geschiebeeintrag durch Hangrutschungen, Wasserentnahmen, Stauhaltungen etc. sind Störungen im Sediment- und Wasserhaushalt eines Flusslaufs, die sich stromauf- und stromabwärts ausbreiten können. Inwiefern lokale Flussaufweitungen solche Störungen weitergeben, neutralisieren oder sogar verstärken können, kann mit systematischen numerischen Modellierungen untersucht werden. Es ist wichtig, solche Untersuchungen nicht nur in vereinfachten Modellen durchzuführen, sondern primär auf natürliche Geometrien anzuwenden, wo sich durch die Heterogenität der Topographie Effekte überlagern oder eben auch verschwinden.

Systematische Fehlereinschätzung

Unsicherheiten in den Randbedingungen führen zu Unsicherheiten im Endresultat. Um die Grössenordnung der Unsicherheit besser abschätzen zu können, sind systematische Modellierungen in einem Realmodell notwendig. Dadurch kann die Sensitivität der Resultate unter Berücksichtigung natürlicher Einflüsse für eine Bandbreite an Eingabegrössen untersucht werden.

Optimierung der Reibungsansätze im numerischen Modell

Es wird empfohlen, im verwendeten Modell den Wandreibungsansatz für senkrechte Wände dahingehend zu erweitern, dass die Breite der wandnahen Zelle keinen überproportionalen Einfluss auf die Gewichtung der Wandrauheit hat. Der Rechteckkanal ist zwar ein Spezialfall und kommt in der Realität nur selten zur Anwendung. Die in Laboruntersuchungen verwendeten Kanäle haben aber häufig einen Rechteckquerschnitt.

Viele korrigierte Flussläufe basieren auf Doppeltrapezprofilen. Die Geschwindigkeiten auf den Vorländern und im Hauptgerinne weichen in der Regel voneinander ab und beeinflussen die Randschubspannungsverteilung. Es gibt in der Literatur eine Vielzahl einfacher Ansätze, die die Sohlschubspannungsberechnung für Doppeltrapezprofile unter Umständen verbessern.

Gekoppelte Modelle

In dieser Untersuchung wurden die Kalibrierungen jeweils getrennt, d. h. entweder mit dem 1D- oder mit dem 2D-Modell, durchgeführt. Beide Modelle haben ihre Vor- und Nachteile und eignen sich unterschiedlich gut für verschiedene Prozesse. Mit gekoppelten Modellen lassen sich die Vorteile der einzelnen Modelle kombinieren. So liessen

sich zum Beispiel der Flussschlauch mit einem 1D-Modell und die Überflutung des Umlands mit einem 2D-Modell, oder, um morphologische Strukturen in der Aufweitung abzubilden, der Kanal mit einem 1D- und die Aufweitung mit einem 2D-Modell, oder, um komplexe hydraulische Strukturen zu berücksichtigen, die Hydraulik mit einem 2D- oder 3D-Modell und der Geschiebetransport mit einem 1D-Modell simulieren. Ob und wie sich die Resultate dadurch verändern und ob damit ein besserer Umgang mit den Unsicherheiten möglich wäre, sollte systematisch untersucht werden. Voraussetzung dazu ist, dass im numerischen Programm die oben erwähnten Kombinationen durch Kopplung realisierbar sind.

Literaturverzeichnis

ALHAMID, A.A.I., (1991). Boundary shear stress and velocity distributions in differentially roughened trapezoidal open channels. *PhD Thesis*. The University of Birmingham, UK.

ANSARI, K. (2011). Boundary shear stress distribution and flow structures in trapezoidal channels. *PhD Thesis*. The University of Nottingham, UK.

ANSARI, K., MORVAN, H.P., HARGREAVES, D.M. (2011). Numerical investigation into secondary currents and wall shear in trapezoidal channels. *J. Hydr. Eng.* 137(4):432-440.

ASHIDA, K., MICHIUE, M. (1971). An investigation over river bed degradation downstream of a dam. *Proceedings 14th Congress of IAHR*, Paris, France, 3, 247-256.

AUFLEGER, M., GEMS, B., KLAR, R. (2012). Flussaufweitungen als flussbauliche Methode – Grundsätze und Werkzeuge. *Österr. Wasser- und Abfallw.* 64:363-378.

BASEMENT (2013). Basic Simulation Environment for Computation of Environmental Flow and Natural Hazard Simulation. Version 2.3. © VAW, ETH Zurich, Vetsch D., Ehrbar D., Peter S., Rousselot P., Volz C., Vonwiller L., Faeh R., Farshi D., Mueller R., Veprek R., 2006-2013.

BAFU (2000). Raum den Fliessgewässern! *Faltblatt* des ehemaligen Bundesamtes für Wasser und Geologie (BWG).

BEFFA, C.J. (1994). Praktische Lösung der tiefengemittelten Flachwassergleichungen. *Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie*, Nr. 133. (D. Vischer, ed.), ETH Zürich.

BERCHTOLD, TH. (2005). Übergeordnete Auswirkungen von Flussaufweitungen – Experimentelle Untersuchungen. *Diplomarbeit* WS 2004/05, Professur für Wasserbau, ETH Zürich (unveröffentlicht).

BERCHTOLD, TH., WEITBRECHT, V., VETSCH, D., BOES, R.M. (2011). Numerical modelling of bed level evolution in a channel enlargement. In Shao, X., Wang, Z. and Wang, G. (Eds) *Proc. 7th IAHR Symposium on River, Coastal and Estuarine Morphodynamics (RCEM 2011)*, Tsinghua University, Beijing, Sep 6 – 8, 2011, pp. 1425-1435, ISBN 978-7-89444-548-3.

BERCHTOLD, TH., VETSCH, D., WEITBRECHT, V., BOES, R.M. (2012). Simulation of river-bed evolution due to channel widening. *Proc. of 34th Hydrology and Water Resources Symposium*, Sydney, Australia.

BERCHTOLD, TH., VETSCH, D., WEITBRECHT, V., BOES, R.M. (2014a). Aspekte zur Simulation von Geschiebetransport in kompakten Gerinnen. *Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie*, Nr. 227. (R. Boes, ed.), ETH Zürich: 321-331.

BERCHTOLD, TH., WEITBRECHT, V., VETSCH, D., BOES, R.M. (2014b). Simulation of local river widenings – a matter of 1D or 2D modelling? *International Conference on Fluvial Hydraulics, River Flow 2014*, Lausanne. Schleiss et al. (Eds), pp. 1305-1313. ISBN 978-1-138-02674-2.

BEZZOLA, G.R. (2002). Fliesswiderstand und Sohlenstabilität natürlicher Gerinne unter besonderer Berücksichtigung des Einflusses der relativen Überdeckung. *Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie*, Nr. 173. (H.-E. Minor, ed.), pp.258, ETH Zürich.

BEZZOLA, G.R. (2013). Flussbau. *Vorlesungsmanuskript* Fassung FS 2013. Professur für Wasserbau, ETH Zürich.

BEZZOLA, G.R., HEGG, C., Ed. (2008). Ereignisanalyse Hochwasser 2005, Teil 2 – Analyse von Prozessen, Massnahmen und Gefahrengrundlagen. Bundesamt für Umwelt (BAFU), Eidgenössische Forschungsanstalt (WSL). *Umwelt-Wissen* Nr. 0825: 429 S.

BOLLRICH, G. (1996). Technische Hydromechanik 1. *Verlag für Bauwesen*, Berlin. 4. Auflage. ISBN 3-345-00608-1.

BRUFAU, P., GARCIA-NAVARRO, P. (2000). Two-dimensional dam break flow simulation. *Int. J. Numer. Meth. Fluids*, 33(1), 35-57.

BWG (2000). Raum den Fliessgewässern - Eine neue Herausforderung. *Faltblatt*, Bundesamt für Umwelt (BAFU) (ehem. Bundesamt für Wasser und Geologie), Biel.

COLEBROOK, C.F., WHITE, C.M. (1937). Experiments with fluid friction in roughened pipes. *Proc. of the Royal Society of London*, Series A, Vol. 161, 367-387.

CRUFF, R.W. (1965). Cross-channel transfer of linear momentum in smooth rectangular channels. *U.S. Geological Survey*, Paper 1592-B, B1–B26.

CUI,Y., PARKER, G. (2005). Numerical Model of Sediment Pulses and Sediment Supply Disturbances in Mountain Rivers. *J. Hydr. Eng.* 131(8).

DA SILVA, A.M.A.F. (1991). Alternate Bars and Related Alluvial Processes. *Thesis of Master of Science*, Queen's University, Kingston, Ontario, Canada.

DE CACQUERAY, N., HARGREAVES, D.M., MORVAN, H.P. (2009). A computational study of shear stress in smooth rectangular channels. *J. Hydr. Res.* 47(1), 50-57.

DE VRIES, M. (1966). Application of Luminophores in Sandtransport – Studies, Delft Hydraulics Laboratory, *Publication* No. 39.

DENZLER, L. (2014). Trinkwassergewinnung und Revitalisierung von Gewässern - Zielkonflikte bei Flussaufweitungen. *TEC21*,46/2014.

DITTRICH, A. (1998). Wechselwirkung Morphologie/Strömung naturnaher Fließgewässer. *Mitteilung des Instituts für Wasserwirtschaft und Kulturtechnik der Universität Karlsruhe (TH)*. Heft 198.

DITTRICH, A., HAMMANN DE SALAZAR, K., HARTMANN, G., SOYEAUX, R. (1996). Widerstandsverhalten geradliniger gegliederter Gerinne. *Wasserwirtschaft* 86(10), 502-506.

DJAJADI, R. (2009). Comparative Study of Equivalent Manning Roughness Coefficients for Channel with Composite Roughness. *Civil Engineering Dimension*. 11(2), 113-118.

EINSTEIN, H.A. (1934). Der Hydraulische oder Profil-Radius. *Schweizerische Bauzeitung*, Zürich, 103(8), 89-91.

EINSTEIN, H.A. (1942). Formulas for the transportation of bed-load. *Transactions ASCE.* Appendix II, Vol 107.

EL KADI ABDERREZZAK, K. (2006). Evolution d'un lit de rivière en fonction des apports. *PhD Thesis*, University of Claude Bernard, Lyon.

FÄH, R. (1997). Numerische Simulation der Strömung in offenen Gerinnen mit beweglicher Sohle. *Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie*, Nr. 153. (D. Vischer, ed.), ETH Zürich.

FISCHER, H.B., LIST, E.J., KOH, R.C.Y., IMBERGER, J., BROOKS, N.H. (1979). Mixing in inland and coastal waters. *Academic Press*, New York.

FLINTHAM, T.P., CARLING, P.A. (1988). The prediction of mean bed and wall boundary shear in uniform and compositely rough channels. *Int. Conf. on River Regime*, Hydraulics Research Ltd., Wiley, Wallingford, UK, 267–287.

FLUSSBAU AG (2005). Geschiebehaushalt Thur und Einzugsgebiet; Projekt 3: Thur-Unterlauf. *Geschiebehaushaltsstudie*, Flussbau AG (ehem. SA+H), Zürich. Im Auftrag der Arge FuThur.

GHOSH, S.N., ROY, N. (1970). Boundary shear distribution in open channel flow. *J. Hydraul. Div.*, 96(4), 967–994.

GILLI, S. (2010). Wirkung von Flussaufweitungen auf Hochwasserwellen – Parameterstudie einer Deichrückverlegung im Flussmittellauf. *Wasserbauliche Mitteilungen,* 43. Technische Universität Dresden. ISBN 978-3-86780-160-7.

GUO, J., JULIEN, P.Y. (2005). Shear stress in smooth rectangular open-channel flows. *J. Hydr. Eng.* 131:30-37.

HORTON, R.E. (1933). Separate roughness coefficients for channel bottoms and sides. *Eng. News-Rec*., 111(22), 652-653.

HUNZIKER, R.P. (1995). Fraktionsweiser Geschiebetransport. *Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie*, Nr. 138. (D. Vischer, ed.), ETH Zürich.

HUNZIKER, R. (2012). Erfahrungen mit der Aufweitung von Fliessgewässern in der Schweiz. *Österreichische Wasser- und Abfallwirtschaft* (64), 379-388.

HUNZIKER, R.P., JÄGGI, M.N.R. (2002). Grain Sorting Processes. *J. Hydr. Eng.*, 128(12), 1060−1068.

HUNZINGER, L.M. (1998). Flussaufweitungen – Morphologie, Geschiebehaushalt und Grundsätze zur Bemessung. *Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie*, Nr. 159. (H.-E. Minor, ed.), ETH Zürich.

HUNZINGER, L.M. (2004). Flussaufweitungen – Möglichkeiten und Grenzen. *Wasser Energie Luft*, (9/10): 243-249.

IKEDA, S. (1982). Lateral Bed-Load Transport on Side Slopes. *Journal of the Hydraulics Division-ASCE* 108(11), 1369-1373.

KEULEGAN, G.H. (1938). Laws of turbulent flow in open channels. *Journal of Research of the National Bureau of Standards*. Vol. 21, Research Paper 1151, 707-741.

KHIN, N.N.T. (1989). One-dimensional morphological modelling of graded sediments. *Delft Hydraulics Report* Q679.

KHODASHENAS, S.R., ABDERREZZAK, K.E.K., PAQUIER, A. (2008). Boundary shear stress in open channel flow: a comparison among six methods. *J. Hydr. Res.* 46(5), 598-609.

KINOSHITA, R. (1967). An analysis of the movement of flood waters by aerial photography. *Photographic Surv*., 6, 3109–3116.

KIRCHHOFER, M., BREITENSTEIN, M. (2010). Schwall-Sunk – Wesentliche Beeinträchtigungen und Gegenmassnahmen. *Präsentation WasserAgenda 21*, 14. Juni 2010, Solothurn. Wasser, Fisch, Natur (WFN) Gümmenen.

KIRONOTO, B., GRAF, W.H. (1992). Turbulence characteristics in rough uniform open channel flow. *Rapport Annuel*, Laboratoire de Recherches Hydrauliques, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne.

KNIGHT, D.W. (1981). Boundary shear in smooth and rough channels. *J. Hydraul. Div*., 107(7), 839–851.

KNIGHT, D.W. (2013). River hydraulics – a view from midstream. *J. Hydr. Res.* 51(1), 2-18.

KNIGHT, D.W., DEMETRIOU, J.D., HAMED, M.E. (1984). Boundary shear in smooth rectangular channels. *J. Hydr. Eng.* 110(4), 405-422.

KNIGHT, D.W., SHIONO, K. (1990). Turbulence measurements in a shear layer region of compound channel. *J. Hydr. Res.* 28(2), 175-196.

KNIGHT, D.W., AL-HAMID, A.A.I., YUEN, K.W.H. (1992). Boundary shear in differentially roughened trapezoidal channels. In: Falconer RA, Shiono K, Mathew RGS, editors. *Hydraulics and environmental modeling. Estuarine and river waters.* Ashgate Publishing; 1992. p. 3-14. Ch. 1.

LANUV (2011): Strahlwirkungs- und Trittsteinkonzept in der Planungspraxis. LANUV-Arbeitsblatt 16. Landesamt für Natur, Umwelt und Verbraucherschutz Nordrhein-Westfalen, Recklinghausen.

LEON, C., JULIEN, P.Y., BAIRD, D.C. (2009). Case Study: Equivalent Widths of the Middle Rio Grande, New Mexico. *J. Hydr. Eng.* 135(4), 306-315.

LISLE, T.E., PIZZUTO, J.E., IKEDA, H., ISEYA, F., KODAMA, Y. (1997). Evolution of a sediment wave in an experimental channel. *Water Resources Research* 33: 1971–1981.

LISLE, T.E., CUI, Y., PARKER, G., PIZZUTO, J.E., DODD, A.M. (2001). The Dominance of Dispersion in the Evolution of Bed Material Waves in Gravel-Bed Rivers. *Earth Surface Processes Landforms* 26, 1409–1420.

LITTLE, W.C., MAYER, P.G. (1972). The role of sediment gradation on channel armouring. Report ERC-0692, Environmental Resources Center, Georgia Inst. of Technology.

LYN, D. (2008) Turbulence Models for Sediment Transport Engineering. In M. Garcia (ed.), *Sedimentation Engineering:* Chapter 16.

LFU (2002). Hydraulik naturnaher Fliessgewässer. Teil 2 – Neue Berechnungsverfahren für naturnahe Gewässerstrukturen. *Landesanstalt für Umweltschutz*. Baden-Württemberg. 1. Auflage. Karlsruhe 2002.

MARTI, C. (2006). Morphologie von verzweigten Gerinnen. *Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie*, Nr. 199, ETH Zürich.

MEYER-PETER, E., MUELLER, R. (1948). Formulas for Bed-Load Transport. *2nd Meeting IAHR, Stockholm*, Sweden.

MORVAN, H., KNIGHT, D., WRIGHT, N., TANG, X., CROSSLEY, A. (2008). The concept of roughness in fluvial hydraulics and its formulation in 1D, 2D and 3D numerical simulation models. *J. Hydr. Res.* 46(2):191-208.

MYERS, W.R.C. (1978). Momentum transfer in a compound channel. *J. Hydraul. Res*., 16(2), 139–150.

NAUDASCHER, E. (1992). *Hydraulik der Gerinne und Gerinnebauwerke*. Zweite verbesserte Auflage, Springer-Verlag, Wien.

NIKURADSE, J. (1933). Strömungsgesetze in rauhen Rohren. *Forschungsheft 361* (Beilage zu 'Forschung auf dem Gebiet des Ingenieurwesens', Ausgabe B Band 4 Juli/August 1933), VDI-Verlag GmbH, Berlin.

NOUTSOPOULOS, G.C., HADJIPANOS, P.A. (1982). Discussion on boundary shear in smooth and rough channels by D.W. Knight. *J. Hydraul. Div.*, 108(6), 809–812.

NUJIC, M. (2013). Ein zweidimensionales Strömungsmodell für die wasserwirtschaftliche Praxis. *Benutzerhandbuch Hydro AS-2D*.

OMRAN, M., KNIGHT, D.W. (2010). Modelling secondary cells and sediment transport in rectangular channels. *J. Hydr. Res.* 48(2), 205-212.

PATEL, V. C. (1965). Calibration of Preston tube and limitations on its use in pressure gradients. *J. Fluid Mech.* 23(1), 185-208.

PRESTON, J. H. (1953). The determination of turbulent skin friction by means of Pitot tubes. J. *Royal Aero. Soc.*, 58(2), 109-121.

REQUENA, P. (2008). Seitenerosion in kiesführenden Flüssen – Prozessverständnis und quantitative Beschreibung. *Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie*, Nr. 210, ETH Zürich.

REQUENA, P., MINOR, H.-E. (2008). Wirksamkeit von Flussaufweitungen - Neue Erkenntnisse. *Wasser Energie Luft*, (4): 311-316.

REQUENA, P., BEZZOLA, G.R., MINOR, H.-E. (2005). Aufweitungen in erodierenden Flüssen. *Wasser Energie Luft* (7/8): 183-189.

RICKENMANN, D., TUROWSKI, J.M., FRITSCHI, B., KLAIBER, A., LUDWIG, A. (2012). Improved sediment transport measurements in the Erlenbach stream including a moving basket system. *Earth Surface Processes and Landforms* 37: 1000-1011. DOI: 10.1002/esp.3225.

ROHDE, S. (2005). Flussaufweitungen lohnen sich! Ergebnisse aus einer Erfolgskontrolle aus ökologischer Sicht. *Wasser Energie Luft* (3/4): 105-111.

RIBBERINK, J.S. (1987). Mathematical modelling of one-dimensional morphological changes in rivers with non-uniform sediment. *Ph.D. thesis*, Delft Univ., Delft, Netherlands.

RODI, W. (1984). Turbulence Models and their Application in Hydraulics, *Habilitationsschrift*. Institut für Hydromechanik der Universität Karlsruhe.

SAMELI, S. (2012). Numerische 1D-Modellierung der Geschiebeablagerungen in einer Aufweitung. *Masterarbeit*, Professur für Wasserbau, ETH Zürich (unveröffentlicht).

SCHÄLCHLI, U. (2005). Mathematische Modellierung des Geschiebehaushalts der Thur und des Sitter-Unterlaufs. *Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie*, Nr. 190. (H.-E. Minor, ed.), ETH Zürich.

SCHILLING, M., HUNZIKER, R. (1995). Programm MORMO (MORphologisches MOdell). *Mathematische Modelle offener Gerinne, ÖWAV-Seminar*, Wien, 21. Nov., 91-104.

SHIONO, K., KNIGHT, D.W. (1988). Two-dimensional analytical solution for a compound channel. *Proc. 3rd Intl. Symp., Refines Flow Modelling and Turbulence Measurements*. Tokyo, Japan, 503-510.

SHIONO, K., KNIGHT, D.W. (1991). Turbulent open channel flows with variable depth across the channel. *J. Fluid Mech.* 222, 617-646.

SIVIGLIA, A., REPETTO, R., ZOLEZZI, G., TUBINO, M. (2008). River bed evolution due to channel expansion: general behaviour and application to a case study (Kugart River, Kyrgyz Republic). *River Research and Applications* 24: 1271–1287.

STALDER, A. (2012). Numerische 2D-Modellierung der Sohlentwicklung in der Aufweitung Altikon (Thur). *Masterarbeit*, Professur für Wasserbau, ETH Zürich (unveröffentlicht).

STRICKLER, A. (1923). Beiträge zur Frage der Geschwindigkeitsformel und der Rauhigkeitszahlen für Ströme, Kanäle und geschlossene Leitungen. *Mitteilungen d. Amtes f. Wasserwirtschaft* (16), Eidg. Dep. d. Innern, Bern, Switzerland.

TOMINAGA, A., NEZU, I., EZAKI, K., NAKAGAWA, H. (1989). Three-dimensional turbulent structure in straight open channel flows. *J. Hydr. Res.* 27(1), 149-173.

UMACH, L. (2013). Bedeutung der Approximation von Kornverteilungskurven bei der zweidimensionalen numerischen Simulation von Geschiebetransportprozessen. *Dissertation.* Leopold-Franzens-Universität-Innsbruck, Fakultät für Bauingenieurwissenschaften, Innsbruck.

VAN RIJN, L.C. (1984). Sediment Transport, Part I: Bed Load Transport. *J. Hydr. Eng.* 110(10): 1431-1456.

VAW (1994). Geschiebehaushalt Thur. *Bericht VAW* 4050, Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie, ETH Zürich (unveröffentlicht).

VAW (2004). Machbarkeitsstudie zur Renaturierung des Ticino und seiner Mündung. *Bericht VAW* 4186, Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie, ETH Zürich (unveröffentlicht).

VAW (2007). Morphologische Entwicklung in Flussaufweitungen. *Bericht VAW* 4234, Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie, ETH Zürich (unveröffentlicht).

VAW (2008). Ereignisanalyse Hochwasser 2005. Teilprojekt Wirksamkeit von Massnahmen - Flussaufweitungen. *Bericht VAW* 4241, Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie, ETH Zürich (unveröffentlicht).

VETSCH, D., EHRBAR, D., PETER, S., ROUSSELOT, P., VOLZ, C., VONWILLER, L., FAEH, R., FARSHI, D., MUELLER, R., VEPREK, R. (2013). *System Manuals of BASEMENT*, Version 2.3. Laboratory of Hydraulics, Hydrology and Glaciology (VAW). ETH Zurich. Available from http://www.basement.ethz.ch.

VISCHER, D.L. (2003). Die Geschichte des Hochwasserschutzes in der Schweiz – Von den Anfängen bis ins 19. Jahrhundert. *Berichte des BWG, Serie Wasser*. Nr. 5. Bundesamt für Umwelt (BAFU), Bern.

VOLZ, C., ROUSSELOT, P., VETSCH, D., FAEH, R. (2012). Numerical modelling of non-cohesive embankment breach with the dual-mesh approach. *J. Hydr. Res.* 50(6):587-598.

WALLISCH, S. (1990). II. Äquivalente Sandrauheiten und Stricklerbeiwerte fester und beweglicher Strömungsberandungen. In: Hydraulische Methoden zur Erfassung von Rauheiten. *DVWK Schriftenreihe*, Heft 92 (ed. Schröder, R.C.M.).

WEICHERT, R. (2006). Bed morphology and stability of steep open channels. *Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie*, Nr. 192. (H.-E. Minor, ed.), ETH Zürich.

WONG, M., PARKER, G. (2006). Re-analysis and correction of bedload relation of Meyer-Peter and Muller using their own database. *J. Hydr. Eng.* 132(11):1159-1168.

WYSS, C.R., RICKENMANN, D., FRITSCHI, B., TUROWSKI, J.M., WEITBRECHT, V., BOES, R.M. (2015). Measuring bedload transport rates by grain-size fraction using the Swiss plate geophone signal at the Erlenbach. *J. Hydr. Eng.* (accepted).

YANG, S-Q., LIM, S-Y. (1997). Mechanism of energy transportation and turbulent flow in a 3D channel. *J. Hydr. Eng.* 123(8):684-692.

YEN, B.C. (2002). Open channel flow resistance. *J. Hydr. Eng.* 128(1), 20–39.

YUEN, K.W.H. (1989). A study of boundary shear stress, flow resistance and momentum transfer in open channels with simple and compound trapezoidal cross sections. *PhD Thesis.* University of Birmingham, UK.

ZARN, B. (1997). Einfluss der Flussbettbreite auf die Wechselwirkung zwischen Abfluss, Morphologie und Geschiebetransportkapazität. *Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie*, Nr. 154. (D. Vischer, ed.), ETH Zürich.

ZARN, B., HUNZINGER, L.M. (1996). Erfahrungen mit Flussaufweitungen – das Beispiel Birne Emme. Massnahmen zur naturnahen Gewässerstabilisierung, *DVWK-Schriften*, 118, Bonn, 278-294.

ZAUGG STERN, M. (2006). Einfluss Philosophiewandel im schweizerischen Wasserbau. Zur Vollzugspraxis des nachhaltigen Hochwasserschutzes. *Schriftenreihe Humangeographie*, Bd. 20, 1. Auflage, ISBN 3-906302-03-2. Zürich: GIUZ.

Danksagung

Ich möchte mich an dieser Stelle bei allen beteiligten Personen bedanken, die zum Gelingen meiner Dissertation beigetragen haben. Merci!

Ein grosses Dankeschön geht an meinen Doktorvater Prof. Dr. Robert Boes für die Ermöglichung der Dissertation, für die Übernahme des Referats, für das mir stets entgegengebrachte Vertrauen und für die sorgfältige Korrekturlesung der Arbeit. Danken möchte ich auch Prof. Dr. Markus Aufleger von der Universität Innsbruck für die Übernahme des Korreferats.

Ein besonderes Dankeschön geht an Dr. Gian Reto Bezzola vom Bundesamt für Umwelt, der mir als externer Korreferent und als Vertreter des Auftraggebers mit seiner Fachkompetenz zur Seite stand. Seine Inputs, sein Überblick, sein Fachwissen verliehen der Arbeit jedes Mal neuen Schub. Dem Bundesamt für Umwelt sei an dieser Stelle für die Mitfinanzierung gedankt.

Ein herzliches Dankeschön geht an Dr. Volker Weitbrecht und Dr. David Vetsch für die Betreuung, für die konzeptionellen, zielführenden und fachlichen Inputs sowie für die stets offenen Türen und Unterstützung meiner Anliegen.

Auch gedankt sei den Mitarbeitern in der Abteilung für Numerik, insbesondere Christian Volz, Patric Rousselot und Lukas Vonwiller, für die vielen Diskussionen sowie die stets sorgfältigen Nachforschungen und prompten Anpassungen im Code, sowie allen übrigen Kolleginnen und Kollegen an der VAW für die gute Arbeitsatmosphäre.

Für die Korrekturlesungen sei meinen Eltern, Schwiegereltern, Nicola Lutz und Coral Johnson gedankt.

Nur dank dem phantastischen Grosselterndasein meiner Eltern Theres und Heinz und Schwiegereltern Christina und Hans und der grossartigen Unterstützung und Geduld meiner allerbesten und geliebten Cécile war es möglich, Dissertation und Familie unter einen Hut zu bringen. Herzlichen Dank Euch allen!

Eine besondere Umarmung verdient unsere Tochter Finja. Du hast mir zwar einzelne schlaflose Nächte bereitet, täglich aber umso mehr Freude, Kraft und Motivation geschenkt. Merci!